

UNIVERSIDAD AUTONOMA DE NUEVO LEON
FACULTAD DE INGENIERIA MECANICA Y ELECTRICA
SUBDIRECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO

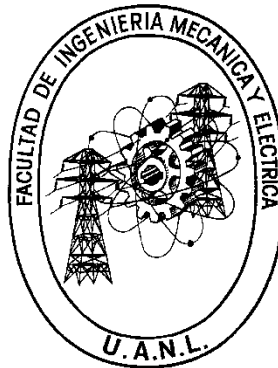


**“SIMULACIÓN NUMÉRICA DE UN ENSAYO DE EXPANSIÓN DE ORIFICIO
ORIENTADO A LA FORMABILIDAD DE UN ACERO AUTOMOTRIZ”**

Por:
ANDRÉS ISRAEL MORA CASTRO

EN OPCIÓN AL GRADO DE:
MAESTRÍA EN CIENCIAS DE LA INGENIERÍA AUTOMOTRIZ

UNIVERSIDAD AUTONOMA DE NUEVO LEON
FACULTAD DE INGENIERIA MECANICA Y ELECTRICA
SUBDIRECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO



**“SIMULACIÓN NUMÉRICA DE UN ENSAYO DE EXPANSIÓN DE ORIFICIO
ORIENTADO A LA FORMABILIDAD DE UN ACERO AUTOMOTRIZ”**

Por:
ANDRÉS ISRAEL MORA CASTRO

EN OPCIÓN AL GRADO DE:
MAESTRÍA EN CIENCIAS DE LA INGENIERÍA AUTOMOTRIZ

SAN NICOLÁS DE LOS GARZA, NUEVO LEÓN

mayo 2021



UANL

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN



iii

Universidad Autónoma de Nuevo León
Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica
Subdirección de Estudios de Posgrado

Los miembros del Comité de Tesis recomendamos que la Tesis “Simulación Numérica de un Ensayo de Expansión de Orificio Orientado a la Formabilidad de un Acero Automotriz”, realizada por el alumno Andrés Israel Mora Castro, con número de matrícula 2032318, sea aceptada para su defensa como requisito para obtener el grado de Maestría en Ciencias de la Ingeniería Automotriz.

El Comité de Tesis

Dr. Oscar Jesús Zapata Hernández
Director

Dr. Luis Adolfo Leduc Lezama
Revisor

Dr. Rafael David Mercado Solís
Revisor

Vo. Bo.

Dr. Simón Martínez Martínez
Subdirector de Estudios de Posgrado

141

San Nicolás de los Garza, Nuevo León, junio de 2021

San Nicolás de los Garza, Nuevo León, mayo 2021

Dedicatoria

A mi madre por su fe, apoyo y motivación.

Sonia Castro Cabrera

A mi querida abuela que siempre ha deseado lo mejor para mí.

Carmela Cabrera Heras

A mi compañera de vida por su visión de mi mejor persona

Paola Pila Guzmán

A mis asesores por sus conocimientos, sabiduría y su tiempo

Dr. Oscar Zapata, Dr. Luis Leduc y Dr. Rafael Mercado

Y a todos aquellos que estuvieron cerca de mí en esta etapa de mi vida

Y especialmente a **DIOS**.

Agradecimientos

Agradezco a la Universidad Autónoma de Nuevo León por el apoyo brindado en mis estudios de postgrado, así mismo agradezco a la Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica.

Al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología (CONACYT) por el apoyo financiero otorgado para la realización de esta investigación.

Al Dr. Oscar Zapata, por todo el apoyo brindado durante el desarrollo de este proyecto y por ser un gran mentor.

Al Dr. Luis Leduc por su tiempo y apoyo recibido en esta investigación.

Al Dr. Rafael Mercado por su tiempo en la revisión de este trabajo y sus consejos.

A la empresa Ternium por la confianza y oportunidad de permitirme trabajar en este tema de investigación y por los datos proporcionados para la realización de esta investigación.

Índice

Capítulo I	1
Introducción	1
1.1 Problemática	1
1.2 Hipótesis.....	2
1.3 Objetivos	3
1.3.1 Objetivo general.....	3
1.3.2 Objetivos específicos	3
1.4 Justificación	3
1.5 Metodología	4
Capítulo II	5
Formado de lámina delgada (Sheet Metal Forming, SMF)	5
2.1 Introducción.....	5
2.2 Proceso de formado de Lámina	6
2.3 Formabilidad de lámina	10
2.3.1 Diagrama límite de formado (FLD).....	17
2.4 Simulación de formado de lámina	18
Capítulo III	23
Expansión de orificio.....	23
3.1 Introducción.....	23
3.2 Procedimiento	23
3.3 Relación de expansión de orificio (HER)	27
3.4 Antecedentes de estudios de prueba de expansión de orificio.....	29
3.4.1 Antecedentes de la prueba experimental.....	29

3.4.2 Antecedentes de simulación de expansión de orificio.	31
Capítulo IV	45
Modelación Matemática	45
4.1 Teoría de plasticidad	45
4.2 Comportamiento del material	46
4.2.1 Comportamiento reológico.....	46
4.3 Modelos constitutivos	49
4.4 Ensayo de tensión uniaxial.....	50
4.5 Diagrama esfuerzo-deformación ingenieril.....	51
4.6 Curva esfuerzo-deformación real o verdadero	52
4.7 Endurecimiento por deformación.....	52
4.8 Fricción.....	54
4.8.1 Leyes de fricción.....	55
4.9 Criterio de fractura.....	58
4.9.1 Mecánica de la fractura.....	58
4.9.2 Modelos matemáticos para describir la fractura dúctil	62
Capítulo V	69
Elemento finito	69
5.1 Formulación matemática	69
5.1.1 Método directo	69
5.1.2 Método variacional.....	71
5.1.3 Métodos de residuos ponderados.....	72
5.2 Formulaciones explícitas e implícitas	73
5.2.1 Método explícito.....	74
5.2.2 Método implícito.....	75

5.2.3 Método implícito vs explícito	76
5.3 Discretización	77
5.4 Elementos	77
5.5 Elementos utilizados en la simulación de formado de metales	78
5.6 Mallado.....	79
5.6.1 Mallado utilizado en el paquete de FORGE	80
5.6.2 Mallado utilizado en el paquete de Simufact.....	81
5.7 Simulación de formado de lámina (SMF)	82
5.8 Paquetes de elemento finito enfocados al formado de lámina.	83
Capítulo VI	85
Experimentación	85
6.1 Introducción.....	85
6.2 Recolección de propiedades del material y de pruebas experimentales .	85
6.2.1 Propiedades de los materiales.....	86
6.3 Preparación de modelo de elemento finito	87
6.3.1 Preparación de geometrías para el paquete FORGE	87
6.3.2 Pasos para Simulación de prueba de expansión de orificio en el paquete FORGE	88
6.3.3 Preparación de geometrías para el Software Simufact.....	101
6.3.4 Pasos para Simulación de prueba de expansión de orificio en el paquete Simufact.....	101
Capítulo VII	109
Resultados	109
7.1 Introducción.....	109
7.2 Resultados de procesos de corte (perforado) en el paquete FORGE ...	109
7.2.1 Perforado de lámina con diferentes valores de daño.....	109

7.2.2 Resultados de modelación para el perforado de lámina	110
7.3 Resultados de la prueba de expansión de orificio en el paquete FORGE	113
7.3.1 Curvas carga-desplazamiento con diferentes coeficientes de fricción	113
7.3.2. Curvas carga-desplazamiento experimental y simulación	113
7.3.3 Resultados de las simulaciones de la etapa de expansión de orificio en el paquete FORGE	115
7.3.4 Validación del modelo de expansión de orificio	120
7.4 Resultados de la prueba de expansión de orificio en el paquete Simufact	124
7.4.1 Curvas carga-desplazamiento	124
7.4.2 Simulaciones de la etapa de expansión de orificio	125
7.5 Comparación de los resultados de la simulación del paquete FORGE y Simufact para una lámina con orificio ideal.	129
7.5.1 Comparación de la curva carga-desplazamiento.....	131
7.5.2 Comparación de la relación de expansión de orificio (HER).....	132
7.5.3 Comparación de los resultados del espesor de la lámina en diferentes puntos de medición.....	133
Capitulo VIII	134
Discusiones.....	134
8.1 Efecto de variables en los resultados de las simulaciones.....	134
8.1.1 Valores de daño en el criterio de Latham y Cockcroft Normalizado	134
8.1.2 Punzones de corte con diferentes desgastes	134
8.1.3 Efecto de la variable del coeficiente de fricción	135
8.2. Comparacion entre la prueba experimental con las simulaciones en el paquete FORGE.....	135

8.3 Comparación entre la prueba experimental con las simulaciones en el paquete Simufact	137
8.3.1 Mallado con diferentes tipos de elementos.....	137
8.3.2 Diferentes valores de daño	137
8.4 Comparación entre los paquetes FORGE, Simufact y la prueba experimental de expansión de orificio	137
Capítulo IX	139
Conclusiones y recomendaciones	139
9.1 Conclusiones.....	139
9.2 Recomendaciones.....	140
9.3 Contribución científica y tecnológica	140
Referencias.....	142

Índice de Figuras

Figura 1: Aplicación de partes obtenidas mediante el proceso de laminación no plana en la estructura del automóvil [5].	2
Figura 2: Esquema de la metodología.	4
Figura 3: Esquema de corte y perforado [10].	8
Figura 4: Proceso de doblado con matriz en V [12].	8
Figura 5: Tipos de rebordeado [7].	9
Figura 6: Rebordado de orificio [13].	9
Figura 7: Ejemplos de procesos en los que la deformación está limitada por el estrechamiento [20].	12
Figura 8: Recuperación elástica [12].	13
Figura 9: Orientación de la hoja en relación con la anisotropía normal y plana [19].	15
Figura 10: Diagrama límite de formado definido por Keeler y Goodwin [27].	17
Figura 11: Configuración deformada y esfuerzo equivalente en la superficie exterior de la copa estirada [31].	19
Figura 12: Defectos en el formado de lámina [32]. ..	20
Figura 13: a) elementos de carcasa b) elementos sólidos [35].	21
Figura 14: Fractura en la pieza de prueba en la simulación y en el experimento [37].	22
Figura 15: Distribución de esfuerzos en el orificio perforado [38].	22
Figura 16: Esquema del punzonado de la prueba de expansión de orificio [40].	23
Figura 17: Esquema del proceso de expansión de orificio.	24
Figura 18: Perforación del orificio [39].	24
Figura 19: Centrado del perforado de la muestra [39].	25
Figura 20: Prueba de expansión de orificio [39].	25
Figura 21: Distribución del nuevo criterio de factura [63].	32
Figura 22: Esquema de simulación de rebordeado de orificios con orientación de las rebabas (a) hacia arriba y (b) hacia abajo y (c) borde perfecto utilizando un punzón cónico [52].	33

Figura 23: Distribución de espesores finales simulada con criterio de von Mises [65].	34
Figura 24: División de malla en una lámina en bruto [66].	34
Figura 25: (a) lámina deformada, (b) distribución efectiva del esfuerzo, (c) deformación plástica equivalente después de una relación de expansión del agujero del 50% [67].	35
Figura 26: (a) Ejemplo de un producto terminado típico. (b) Vista en sección y forma deformada por FE de las cajas [57].	36
Figura 27: a) Fractura b) cálculos usando funciones de cedencia [45].	37
Figura 28: Geometría inicial y mallas de elementos finitos de una pieza en bruto para la simulación macroscópica de expansión de orificio con el paquete ABAQUS [68].	38
Figura 29: Simulación de elementos finitos de la expansión de orificio: distribución de la tensión equivalente de von Mises en el momento de la falla (HER = 93.28%) para el acero 2 [69].	39
Figura 30: Distribuciones de espesor usando funciones de cedencia en el paquete ABAQUS [70].	39
Figura 31: Simulación de elementos finitos de la expansión del pozo: distribución de la triaxialidad de la tensión en el momento de la falla (HER = 107.7%) para acero EDD [71].	40
Figura 32: Modelo de elementos finitos utilizado para simular experimentos de expansión de agujeros usando DYNAFORM [73].	41
Figura 33: Malla generada en 3D en el paquete ABAQUS [74].	41
Figura 34: Prueba de expansión de orificio en ABAQUS/Explicit [75].	42
Figura 35: Imagen de microestructura utilizada para el análisis de elementos finitos. (a) mapa IPF (b) mapa de límites de grano y (c) malla generada a partir de la imagen de la microestructura [76].	42
Figura 36: Modelo de malla de una muestra de orificio circular [77].	43
Figura 37: Deformación plástica equivalente - DP600. (a) Método 1; (b) Método 2 [78].	44

Figura 38: a) Ensamblaje de piezas en bruto y herramientas para simulaciones y b) Modelo FE de la lámina [53].	44
Figura 39: Curva de tensión-deformación para un acero [81].	47
Figura 40: Los criterios de Tresca y von Mises en un plano [81].	49
Figura 41: Geometría de una probeta plana conforme norma ASTM E 8M-04 [86].	51
Figura 42: Curva esfuerzo-deformación real graficada en escala log-log [85].	53
Figura 43: Curva de Stribeck que muestra el inicio de varios mecanismos de lubricación [87].	54
Figura 44: Representación esquemática de la ley de Coulomb [88].	56
Figura 45: Representación esquemática de la ley de Corte [88].	57
Figura 46: Representación esquemática de la ley de fricción combinada [88]. .	57
Figura 47: Escala de aplicación de la mecánica de fractura y la fractografía [89].	58
Figura 48: Clasificación de la fractura [89].	59
Figura 49: Ilustración del fenómeno de daño en el caso de un esfuerzo de tensión simple en un volumen elemental representativo de un material [90].	60
Figura 50: Efecto del daño en una curva tensión-tensión-deformación [90].	60
Figura 51: Principio del método del elemento eliminado [90].	61
Figura 52: Parámetros del material para esfuerzos efectivos [88].	66
Figura 53: Resorte lineal con un sistema fijo y una fuerza aplicada en su extremo libre [5].	70
Figura 54: Resorte lineal en un sistema de resortes [5].	70
Figura 55: Relación de malla, nodo y elemento [3].	77
Figura 56: Esfuerzos y fuerzas resultantes que actúan sobre elementos estructurales [98].	78
Figura 57: Elementos que satisfacen y no satisfacen el criterio de Delaunay [100].	81
Figura 58: Elementos usados en el paquete Simufact [88].	82
Figura 59: Curva esfuerzo-deformación ingenieril y real para el acero LA.	85
Figura 60: Curva esfuerzo-deformación ingenieril y real para el acero FB.	86

Figura 61: Geometrías de la prueba de expansión de orificio (a) Etapa de perforado, (b) Etapa de expansión.....	88
Figura 62: Comando de corte (shearing) [81].	89
Figura 63: Opciones de remallado [81].	90
Figura 64: Adaptación de malla [81].	91
Figura 65: Planos simétricos [81].	91
Figura 66: Creación del material [81].	92
Figura 67: Definiendo la temperatura [81].	93
Figura 68: Detección de pliegues y opción de daño [81].	93
Figura 69: Contacto de las geometrías [81].	95
Figura 70: Selección de prensa [81].	95
Figura 71: Definición de la fricción y transferencia de calor [81].	96
Figura 72: Variables consideradas para la etapa de perforado.	97
Figura 73: Coeficientes de fricción para los dos tipos de acero.	99
Figura 74: Etapa de expansión de orificio en el paquete Simufact.	101
Figura 75: Importación de geometrías [88].	102
Figura 76: Asignación de geometrías [88].	102
Figura 77: Creación del material [88].	103
Figura 78: Prensa hidráulica [88].	103
Figura 79: Fricción [88].	104
Figura 80: Configuración de temperaturas [88].	104
Figura 81: Desplazamiento del punzón cónico [88].	105
Figura 82: Sub-etapas de control de formación [88].	105
Figura 83: Asignación de resultados de salida [88].	105
Figura 84: Control de pasos [88].	106
Figura 85: Paralización [88].	106
Figura 86: opciones avanzadas [88].	106
Figura 87: Planos simétricos [88].	107
Figura 88: Láminas perforadas con un punzón nuevo a) simulación C1 con daño 0.2 b) simulación C2 con daño 0.4 c) simulación C3 con daño de 0.5.....	110

Figura 89: Curvas carga-desplazamiento con diferentes coeficientes de fricción para aceros: a) acero LA b) acero FB.....	113
Figura 90: Curva carga-desplazamiento de lámina cortada con punzón nuevo para aceros: a) acero LA (EF 1) b) acero FB. (EF 6).	114
Figura 91: Curvas carga-desplazamiento de la simulación con lámina cortada con punzón desgastado para los dos materiales.	114
Figura 92: Curva carga-desplazamiento de lámina con orificio ideal para aceros: a) acero LA (EF 5) b) acero FB. (EF 10).	115
Figura 93: Zonas de contacto entre la lámina y el punzón cónico: a) acero LA con orificio ideal b) acero LA con orificio cortado c) acero FB con orificio ideal d) acero FB con orificio cortado.	120
Figura 94: Medidas para validación de la simulación.....	120
Figura 95: Comparación de resultados de la relación de expansión de orificio: a) acero LA y b) acero FB.	122
Figura 96: Comparación del espesor del borde del orificio: a) acero LA y b) acero FB.	123
Figura 97: Comparación de la altura después de la expansión de orificio: a) acero LA y b) acero FB.	123
Figura 98: Puntos de medición del espesor de lámina en la etapa de expansión: a) lámina 3.02 mm y b) lámina 3.78 mm.	123
Figura 99: Comparación de resultados del espesor de lámina para los aceros: a) acero LA y b) acero FB.	124
Figura 100: Curva carga-desplazamiento de lámina con orificio ideal para aceros en el paquete Simufact: a) acero LA b) acero FB.	125
Figura 101: Puntos de medición del espesor de lámina en la etapa de expansión, a) lámina 3.02 mm y b) lámina 3.78 mm.	129
Figura 102: Curva de resultados del espesor de lámina: a) acero LA y b) acero FB.	129
Figura 103: Comparación de resultados de las simulaciones con los diferentes paquetes de FORGE y Simufact: a) acero LA b) acero FB.....	132

Figura 104: Comparación de resultados de la expansión de orificio experimental y simuladas en los diferentes paquetes: a) acero LA b) acero FB.	132
Figura 105: curvas de espesor de lámina en diferentes puntos de medición a) acero LA b) acero FB.	133

Índice de Tablas

Tabla 1: Procesos de deformado de lámina [5].....	7
Tabla 2: Clasificación de criterios de cedencia anisotrópico [23].....	16
Tabla 3: Diámetros interiores de matrices utilizados [39].....	24
Tabla 4: Medidas de herramientas y de procesos [39].	27
Tabla 5: Parámetros de los cuales depende la HER.	28
Tabla 6: Criterios de daño contenidos en FORGE y Simufact.	68
Tabla 7: Diferencias entre método implícito y método explícito [12].	76
Tabla 8: Elementos utilizados en la simulación [12].....	79
Tabla 9: Ventajas y desventajas de los elementos en el espacio tridimensional [98].....	80
Tabla 10: Paquetes para la simulación de formado de lámina.....	84
Tabla 11: Propiedades de los materiales utilizados.	86
Tabla 12: Medidas características de las geometrías de la prueba de expansión de orificio.	87
Tabla 13: Zonas y tamaño de malla para la etapa de perforación.	90
Tabla 14: Valores para la ecuación de Hansel-Spittel.	92
Tabla 15: Diferentes tipos de punzones para la etapa de corte.....	94
Tabla 16: Mallado de Matrices y punzón de corte.....	95
Tabla 17: Recorrido y velocidad del punzón según el espesor de la lámina....	96
Tabla 18: Perforado de lámina con criterio de daño de Latham y Cockcroft y coeficiente de fricción.	97
Tabla 19: Zonas y tamaño de malla para la etapa de expansión.....	98
Tabla 20: Expansión de orificio con diferentes coeficientes de fricción.	100
Tabla 21: Modelos de la etapa de expansión.	100
Tabla 22: Espesores de las láminas para diferentes materiales.....	106
Tabla 23: Zonas de malla para la etapa de expansión.	107
Tabla 24: Modelos de expansión de orificio en el paquete Simufact.	108
Tabla 25: Valor máximo de esfuerzo y fuerza aplicada en el corte de cada simulación.....	110

Tabla 26: Distribución de esfuerzos en proceso de corte a diferentes avances del punzón para el acero LA.	111
Tabla 27: Distribución de esfuerzos en proceso de corte a diferentes avances del punzón para el acero FB.	112
Tabla 28: Esfuerzos máximos de von Mises para las simulaciones con el acero LA.	116
Tabla 29: Simulación de la etapa de expansión de orificio para el acero LA en el paquete FORGE.	117
Tabla 30: Esfuerzos máximos de von Mises para las simulaciones con el acero FB.	118
Tabla 31: Etapa de expansión para el acero FB.	119
Tabla 32: Medidas de la prueba experimental de la etapa de expansión de orificio.	121
Tabla 33: Resultados comparativos de la prueba experimental y la simulación para la etapa de expansión.	122
Tabla 34: Simulación de la etapa de expansión de orificio para el acero LA en el paquete Simufact.	126
Tabla 35: Simulación de la etapa de expansión de orificio para el acero FB en el paquete Simufact.	127
Tabla 36: Resultados de las mediciones de las simulaciones para el acero LA en el paquete Simufact.	128
Tabla 37: Resultados de las mediciones de las simulaciones para el acero FB en el paquete Simufact.	128
Tabla 38: Comparación de las simulaciones en los paquetes de FORGE y Simufact para una lámina con orificio ideal para el acero LA.	130
Tabla 39: Comparación de las simulaciones en los paquetes de FORGE y Simufact para una lámina con orificio ideal para el acero FB.	131
Tabla 40: Valores máximos de carga para los dos tipos de materiales en la prueba experimental y las simulaciones.	132

RESUMEN

El modelo experimental de expansión de orificio es un método que permite determinar la relación de expansión del orificio en las láminas, el cual se establece como el aumento porcentual del diámetro del orificio expandido al diámetro original. Con base en esta premisa este proyecto tuvo el objetivo de generar un modelo numérico capaz de reproducir la prueba experimental de expansión de orificio a través de paquetes de elemento finito.

Para el cumplimiento de los objetivos de esta investigación se partió de un análisis de literatura especializada sobre la simulación de la prueba de expansión de orificio, con el fin de seleccionar un software adecuado para su desarrollo, obteniendo como resultado que los más adecuados para estas pruebas son los paquetes FORGE y Simufact.

Paralelo a este proceso, se definió y recolectó los datos necesarios para realizar la prueba de expansión de orificio según la norma ISO 16630 en la cual se basan los criterios de la empresa TERNIUM. Finalmente se modeló y simuló la prueba con los datos obtenidos de la recolección hecha en la empresa.

Para la generación de este modelo numérico se realizó una exhaustiva revisión de los procesos de formado de lámina y su modelación matemática ya que en este proceso se pudieron identificar los parámetros adecuados para la preparación del modelo de elemento finito. Contar con los procedimientos adecuados y los resultados experimentales de la prueba de expansión de orificio facilitó la calibración del modelo.

Al comparar los resultados de la prueba experimental con los resultados de elemento finito se encontró que estos demuestran que el modelo desarrollado tiene la capacidad de predecir la relación de expansión de orificio (HER) y es comparable con las pruebas experimentales especificadas en la Norma 16630, confirmando la hipótesis de esta investigación.

Capítulo I

Introducción

1.1 Problemática

La industria automotriz tiene como propósitos económicos, ambientales y legales, el desafío de reducir las emisiones de CO_2 , reducir la masa, costos de los vehículos, y seguir cumpliendo con los estándares de seguridad contra colisiones [1]. La disminución de 100 kilogramos de masa en el vehículo reduce las emisiones en 8.5 g/Km [2]. Estas mejoras requieren de nuevos materiales de acero exigiendo a las industrias desarrollar estos materiales con grados de dureza más elevadas y con láminas cada vez más delgadas, que puedan modificarse de acuerdo con las geometrías que son más complejas.

El desarrollo de la tecnología de formado de lámina a finales del siglo XIX se convirtió en un tema de investigación. Algunos de los primeros investigadores de este campo fueron Bessemery y Parkers, Adamson, Considere y Erichsen [3]. La aparición de grietas, el arrugado, las modificaciones de rugosidad o las malas calidades, generalmente definen el límite a la deformación de estampado de lámina. Sus aplicaciones son amplias en componentes de aviones, automotrices, etc. La popularidad del estampado de lámina delgada se debe principalmente a su alta productividad, costos de montaje bajos y la capacidad de ofrecer productos ligeros y de alta resistencia [4].

Muchos de los componentes automotrices se hacen por medio de estampado, como es mostrado en la figura 1. Se ilustran partes del cuerpo del automóvil que se fabrican mediante el proceso de laminación no plana.

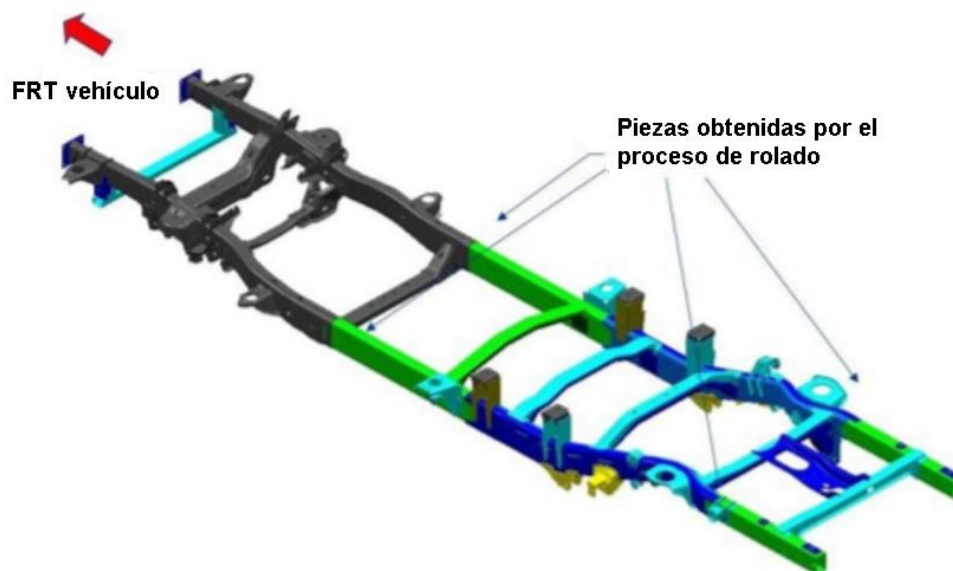


Figura 1: Aplicación de partes obtenidas mediante el proceso de laminación no plana en la estructura del automóvil [5].

En la actualidad, existen programas computacionales que permiten introducir la aplicación de elementos finitos para el estampado de lámina delgada. La aplicación de estos paquetes brinda un conocimiento más profundo de los criterios de cedencia y cálculos numéricos.

De acuerdo con la literatura revisada, uno de los principales problemas que enfrenta la industria al hacer el proceso de deformado de las láminas de acero, es la aparición de grietas de borde [6]. El método de expansión de orificio permite evaluar la sensibilidad al agrietamiento en los bordes, y a través de su simulación con el uso de un paquete se pueden obtener resultados y con ello bajar los gastos de producción y mejorar las aleaciones del acero.

1.2 Hipótesis

Es posible simular la prueba de expansión de orificio utilizando métodos numéricos tales como el método de elemento finito.

1.3 Objetivos

1.3.1 Objetivo general

Generar un modelo numérico capaz de reproducir la prueba experimental de expansión de orificio a través de un paquete de elemento finito.

1.3.2 Objetivos específicos

- Revisar literatura científica sobre usos de paquetes para la prueba de expansión de orificio.
- Identificación del paquete de simulación para modelado de la prueba experimental.
- Recolectar datos de pruebas experimentales. Definir los criterios establecidos por la norma 16630.
- Modelar y simular la prueba de expansión de orificio.

1.4 Justificación

Ante la posibilidad de predecir la sensibilidad de las grietas en las nuevas composiciones de materiales desarrollados por la industria del acero, se pretende correlacionar los datos obtenidos de las pruebas experimentales de expansión de orificio con un software capaz de modelar el formado de la lámina.

Resulta importante la relación de expansión de orificio de dichos materiales por modelos numéricos para poder reducir tiempos en los procesos de toma de decisiones y costos para las empresas. En la actualidad, la empresa desarrolla pruebas experimentales para la verificación del material para deformado y se desea implementar el desarrollo de los modelos de estos materiales en simulaciones de elementos finitos para después implementarlos en cualquier geometría de interés.

La presente investigación surge de la necesidad de estudiar simulaciones mediante elemento finito que permitan identificar métodos de predicción de falla para diferentes aleaciones de acero. Los modelos generados deberán ser validados con las pruebas físicas que se desarrollan dentro de la empresa. Como beneficio del proyecto la empresa será capaz de producir aleaciones con buena formabilidad, que ayudará a obtener componentes con mejores propiedades

mecánicas, formabilidad y menor peso. Uno de los beneficios de este proyecto a largo plazo es que se pueden generar componentes optimizados con menor peso para los vehículos.

1.5 Metodología

Para el cumplimiento de los objetivos de esta investigación se partirá de un análisis de literatura especializada sobre la simulación de la prueba de expansión de orificio, esto con el fin de seleccionar un software adecuado para su desarrollo. Paralelo a este proceso, se definirá y recolectarán los datos necesarios para realizar la prueba de expansión de orificio según la norma ISO 16630 en la cual se basan los criterios de la empresa. Finalmente se modelará y simulará la prueba con los datos obtenidos de la recolección hecha en la empresa y se obtendrán los resultados que serán comparados con las pruebas experimentales desarrolladas. Dicha metodología se ilustra en la figura 2.

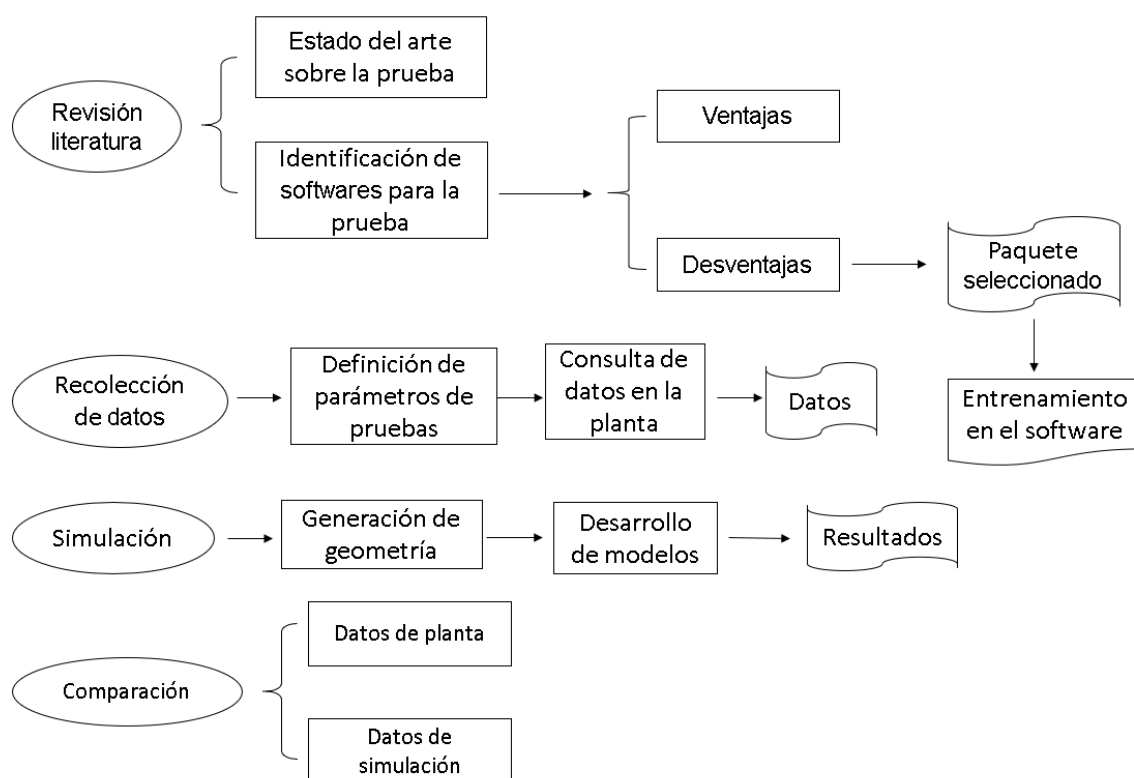


Figura 2: Esquema de la metodología.

Capítulo II

Formado de lámina delgada (Sheet Metal Forming, SMF)

2.1 Introducción

El formado de lámina en el pasado dependía de la gran habilidad de las habilidades de los trabajadores en metal. Las piezas eran martilladas artísticamente para moldearlas y obtener un producto final. Sin embargo, con el gran aumento de las demandas de producción, fue reemplazado por procesos de estampado automatizados, siendo hoy en día uno de los procesos de fabricación más utilizados para deformar plásticamente materiales en las formas deseadas [4].

En el proceso de formado de lámina, se forma plásticamente una hoja en bruto (*sheet blank*) entre matrices para obtener una pieza con una geometría relativamente compleja con las tolerancias y propiedades deseadas [7].

Las técnicas de formado de lámina se ven continuamente desafiadas por las mejoras en la industria automotriz en estos últimos periodos. Hoy en día existe una gran necesidad de productos que puedan fabricarse con gran precisión, más económicas y rápidas para que satisfagan la expectativas, necesidades y competencias del mercado actual [3].

Otro punto importante son las preocupaciones ambientales y de seguridad que se han impuesto bajo las presiones legales durante los últimos años. Un ejemplo de ello es el consumo de combustible, dado que, al reducir la masa del vehículo, que consta en su parte metálica del 70% de la masa total se genera menos cantidad de dióxido de carbono [8].

También se ha venido dando la tendencia de acortar los plazos de sacar nuevos modelos cada año, con mejores prestaciones y amigables con el medio ambiente. Esta fuerte reducción de los períodos de desarrollo, así como la tendencia de reducir peso lleva a la industria automotriz a una mejora en los procedimientos de diseño y fabricación convencionales. El SMF es un proceso de producción importante que se basa en la experiencia e implica ciclos de prueba y error. Estos ciclos de prueba y error se reducen mediante la introducción de análisis de simulación numérica [9].

2.2 Proceso de formado de Lámina

El formado de lámina es uno de los procesos de manufactura de metal más comúnmente utilizados. Estos procesos de fabricación de formado de lámina son ampliamente utilizados en la industria automotriz, aeroespacial, etc., debido a su gran productividad, bajos costos de montaje, capacidad de ofrecer productos ligeros y de alta resistencia [4].

Los procesos de formado de lámina generan la pieza final en muy poco tiempo y producen pocos desperdicios, este proceso se hace en pocas etapas de prensa [7]. Los principales procesos de formado de lámina utilizados en la fabricación de piezas se resumen en la tabla 1.

Tabla 1: Procesos de deformado de lámina [5].

PROCESO DE DEFORMADO DE LÁMINA	
Proceso de doblado y rebordeado recto	
Doblado en prensa (<i>brake bending</i>)	Doblado de tubos (<i>tube bending</i>)
Dobladillo (<i>hemming</i>)	Rebordeado (<i>flanging</i>)
Perfilado (<i>roll forming</i>)	Rebordeado de orificios (<i>Hole flanging</i>)
Doblado de rodillos (<i>roll bending</i>)	
Preparación de hoja en bruto	
Enderezamiento y nivelación de lámina	
Cizallamiento (<i>shearing</i>), perforación (<i>piercing</i>) y corte (<i>blanking</i>)	
Embutición profunda (<i>Deep drawing</i>)	
Embutición profunda (usando matrices duras)	Deformado por caída de martillo (<i>drop hammer forming</i>)
Hidroformado de lámina con punzón	Estampado en caliente
Hidroformado de lámina con matrices	
Formado por estiramiento (<i>stretch forming</i>)	
Formado por estiramiento lineal	Hidroformado de tubo
Formado por arrastre (<i>creep forming</i>)	Formado explosivo
Formado por edad (<i>age forming</i>)	Formado electromagnético
Abultado (<i>bulging</i>)	Expansión
	Hoyuelos (<i>dimpling</i>)
Formado incremental	
Hilado (<i>spinning</i>)	Formado de cizalla
Proceso de formado híbrido	
Planchado (<i>ironing</i>)	Acuñado (<i>coining</i>)

Para llegar a desarrollar el concepto de expansión de orificio es básico previamente entender los procedimientos de corte (*blanking*) y perforado (*piercing*). Además, se necesita comprender los procesos de doblado (*blending*)

y rebordeado (*flanging*), y como parte de este último proceso, el procedimiento de rebordeado de orificio (*hole flanging*).

El corte hace referencia al proceso a través del cual el producto final es la pieza que se le quita a la lámina; en tanto que en el perforado el material que se quita es desechado y la parte restante de la lámina es el producto. Las dos técnicas se utilizan en casi todas las operaciones de formación de lámina [10].

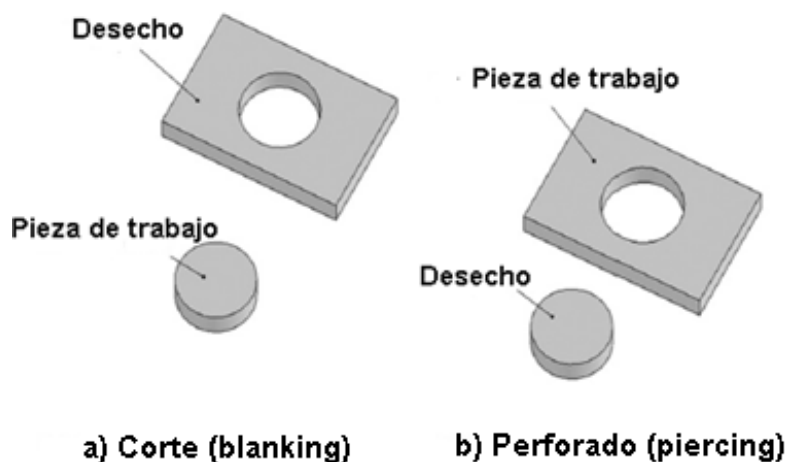


Figura 3: Esquema de corte y perforado [10].

Los procesos de doblado y rebordeado son utilizados en la fabricación de láminas de metal donde se demandan perfiles doblados simples o complejos. El doblado se define generalmente como la formación de una lámina o placa para obtener piezas en ángulos o perfiles de láminas. Existen diferentes tipos de doblado, como doblado con matriz, doblado en aire, doblado con matriz en V, etc. [11]. El cual se ilustra en la figura 4.

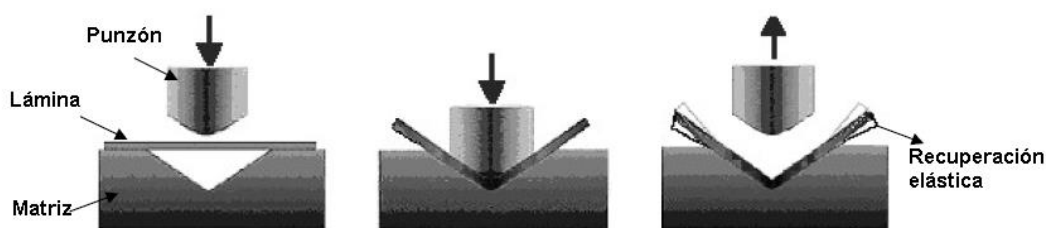


Figura 4: Proceso de doblado con matriz en V [12].

El rebordeado es un proceso de doblado alrededor del borde curvo. Por la naturaleza de la curvatura, el proceso se denomina estirado (*stretch flanging*) que es la curvatura del borde cóncavo o rebordeado retráctil (*shrink flanging*) que es la curva del borde convexo [7]. En la figura 5 se muestran algunos ejemplos de rebordeado.

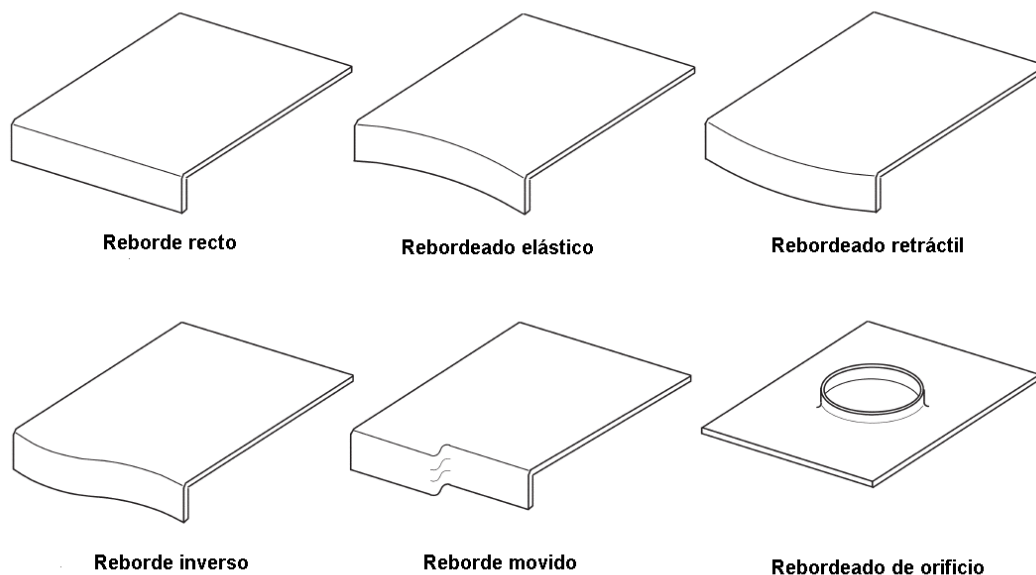


Figura 5: Tipos de rebordeado [7].

El rebordeado de orificio es un proceso de formado en condiciones de compresión y tensión utilizando un punzón y una matriz para levantar bordes cerrados en el orificio perforado como se muestra en la figura 6. El rebordeado de orificios implica el estirado de un orificio en la pieza. El rebordeado de orificio más alto requiere un diámetro de orificio perforado más pequeño para proporcionar el material adicional requerido.

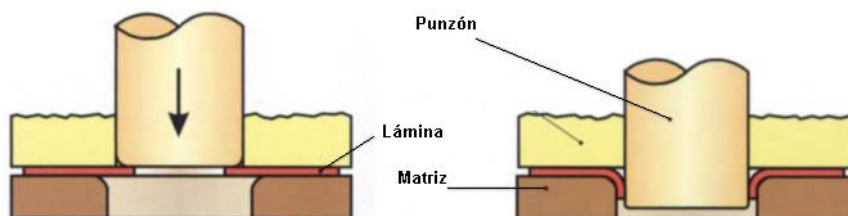


Figura 6: Rebordeado de orificio [13].

La capacidad de estiramiento del borde del orificio es afectada por el borde del orificio perforado antes del rebordeado, la forma del punzón, las operaciones de cizallamiento y la microestructura de la lámina. La curva límite de deformado (FLC) que se usa para evaluar formabilidad no es suficiente para predecir el agrietamiento del borde, ya que representa el límite de estiramiento y no de doblado (flexión). De manera que, la capacidad estiramiento del borde se experimenta mediante la prueba de expansión de orificio que puede reproducir las condiciones de esfuerzo/deformación (stress/strain) que existe durante el rebordeado del orificio. En esta prueba, el orificio perforado se expande hasta fracturarlo utilizando un punzón. El borde del orificio se encuentra bajo condiciones de estiramiento y flexión. Por lo tanto, el esfuerzo/deformación circunferencial a lo largo del borde lleva al agrietamiento. Con todo, es posible que un historial complejo de esfuerzo/deformación y la calidad del orificio perforado puedan determinar el agrietamiento del borde [11].

La relación de expansión de orificio (HER) evalúa la capacidad de estiramiento del borde del orificio. Es la relación entre el cambio en el diámetro del orificio justo antes de la falla y el diámetro inicial del orificio perforado. Cuanto mayor sea la relación de expansión, mejor será la capacidad de estiramiento del borde del orificio. La calidad del borde de orificio tiene una influencia significativa en la capacidad de estiramiento del borde del orificio [14]. Además, las pruebas muestran que el HER del acero AHSS disminuye a medida que el punzón se desgasta durante la producción. También la posición de la rebaba del borde afecta la relación de expansión. Se ha demostrado que el HER es más grande si se coloca la rebaba hacia abajo [15].

2.3 Formabilidad de lámina

Siguiendo a Banabic [16], la formabilidad es la capacidad de la lámina de sufrir una deformación plástica a una figura geométrica compleja sin defectos.

La formabilidad detalla el límite hasta el cual las láminas pueden sufrir deformaciones antes de fallar durante el deformado. Existen varias pruebas que sirven para evaluar la capacidad de un material para sufrir deformaciones como:

- Estirabilidad (*Stretchability*).
- Flexibilidad.
- Doblado bajo estiramiento.
- Estiramiento en el borde.
- Embutición profunda.

Esta información de formabilidad sirve para evaluar la capacidad de fabricación de una pieza diseñada y la selección del material en función de las características de la pieza y sus requisitos de resistencia.

La estirabilidad es la capacidad del material para estirarse biaxialmente sin fallar. La prueba de limitación de altura de domo (LDH), la prueba de copa de Erichsen y la prueba de abombamiento hidráulico son pruebas comunes para evaluar la estirabilidad.

La flexibilidad es la capacidad de la lámina de doblarse alrededor de un radio de esquina a lo largo de una línea recta a 90°. La flexibilidad se evalúa mediante una prueba de doblado de tres puntos. La fibra exterior de la lámina se somete a un esfuerzo de tensión mientras que la fibra interior se somete a un esfuerzo de compresión. El material de la lámina empieza a fracturarse cuando el esfuerzo máximo de tensión en la fibra excede un valor crítico. El esfuerzo máximo depende del radio de curvatura y el espesor de la hoja.

El doblado y estiramiento combinados se utilizan para evaluar los límites de los materiales laminados en los modos de deformación por estiramiento y flexión [17].

En el estiramiento de bordes, los bordes recortados en una lámina fallan durante el proceso de deformación debido a un esfuerzo de tensión excesiva en los bordes. La capacidad de estiramiento del borde en la lámina se estudia comúnmente con la prueba de expansión de orificio [18].

El desgarro en una lámina se da cuando el material fluye sobre la lámina de una región a otra siguiendo la geometría de la herramienta dando como resultado un engrosamiento o adelgazamiento local. Por esto la distribución homogénea del espesor de la lámina es de importancia para obtener una buena calidad de pieza final [19]. También suele ir precedido de una localización de deformaciones (estrechamiento) que da como resultado una reducción de la resistencia de la pieza, empeorando su apariencia y por lo que se da posteriormente el rechazo de la pieza [16].

Las arrugas son regiones onduladas. Estas regiones experimentan esfuerzos planos de compresión durante la deformación. Estos esfuerzos al superar un valor crítico producen inestabilidad y la lámina se dobla en dichas regiones. Para evitar las arrugas se debe aumentar la fuerza del soporte en la matriz [19].

El estrechamiento (*necking*), desgarro, arrugado, las modificaciones de la rugosidad o mal aspecto son factores que definen un límite a la deformación por estiramiento como se puede observar en la figura 7. El estrechamiento es un criterio limitante de procesos que conducen a estados de deformación similares en la zona plástica [16].

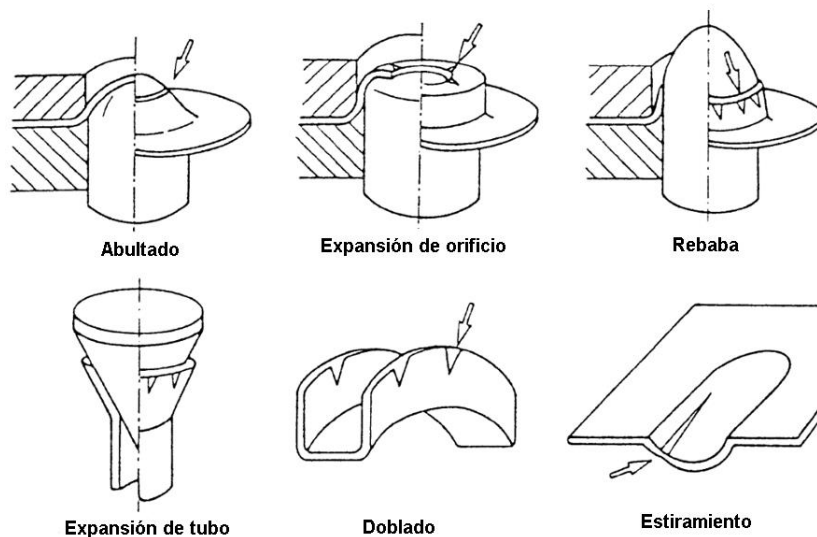


Figura 7: Ejemplos de procesos en los que la deformación está limitada por el estrechamiento [20].

La recuperación elástica (*springback*) es un fenómeno que provoca una desviación de la forma del diseño previsto y que aparece después de la deformación elástica-plástica de la pieza durante el estampado [21], en otras palabras, es la discrepancia de forma entre las configuraciones completamente cargadas y descargadas. En la figura 8 se puede observar el fenómeno de la recuperación elástica.

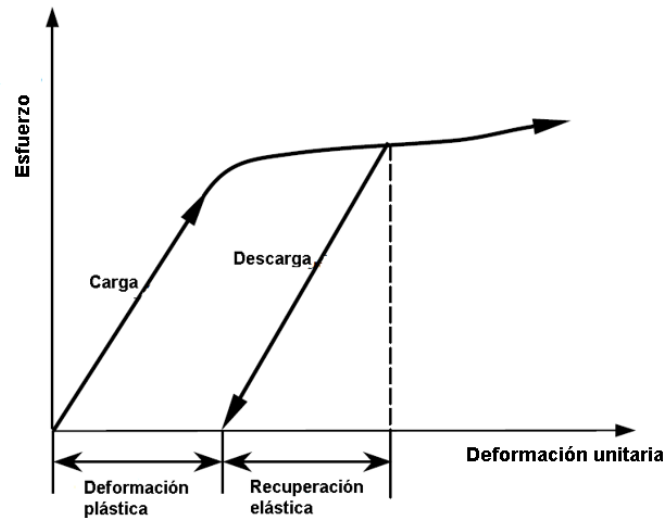


Figura 8: Recuperación elástica [12].

La liberación de esfuerzos elásticos y la redistribución de los esfuerzos residuales a través de la dirección del espesor se da cuando se descarga en un proceso de estampado. Los factores que pueden afectar la recuperación elástica son las variaciones del material en las propiedades mecánicas, el espesor de la lámina, la geometría de la herramienta, los parámetros de procesamiento y el estado del lubricante. Para la predicción de la recuperación elástica se tienen los parámetros como el radio de curvatura mínimo, el límite de capacidad de curvatura, el espacio de la matriz, las velocidades de punzonado, las propiedades del material, el espesor de la lámina, esfuerzo, la textura y el tamaño de grano tienen una influencia considerable en la recuperación elástica. Al aumentar la anisotropía normal y disminuir el exponente de endurecimiento por deformación hace que se tenga una recuperación más grande [12].

Existen cuatro tipos de comportamiento de recuperación elástica en el formado de lámina:

- Flexión (cambio de ángulo) que ocurre solo en deformación plana.
- Membrana (curvatura de pared) es la recuperación elástica de los esfuerzos de tensión/compresión en el plano.
- Híbrida se da en la mayoría de los estampados automotrices hechos a través del modelado por estirado y rebordado de contorno.
- Torsión es una inestabilidad elástica resultante de una recuperación elástica desigual en diferentes direcciones y magnitudes.

La predicción de la recuperación elástica por códigos de elementos finitos depende de:

- Parámetros que describan el comportamiento de la lámina durante la deformación (modelo de endurecimiento, tensión de flujo, anisotropía y variación del módulo de Young).
- Tipo de elemento para describir el material de la lámina.
- Malla utilizada para describir el radio de la esquina en las herramientas.
- Tipo de contacto utilizado para describir el contacto entre la lámina y las herramientas [21].

Gomes [22] generó estudios numéricos basados en varios criterios de cedencia y mostró que la recuperación elástica varía con la orientación de la hoja anisotrópica en el proceso de doblado de matrices en U. La integración de Gauss, la integración de Lobatto y la integración combinada de Gauss-Simpson son los métodos de integración recomendada para la recuperación elástica [23].

A causa de su estructura cristalográfica y las características del proceso de laminación, las láminas de metal presentan una anisotropía significativa de las propiedades mecánicas [17]. El parámetro de Lankford o coeficiente de anisotropía evalúa la variación del comportamiento plástico con la dirección [24]. El coeficiente de anisotropía está definido por:

$$r = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_3} \quad \text{Ec. 2.1}$$

Donde $\varepsilon_2; \varepsilon_3$ son las deformaciones en las direcciones de ancho y espesor, respectivamente.

Se tiene que r depende de la dirección del plano. El coeficiente de anisotropía normal r_n se presenta por el promedio de los valores r obtenidos para diferentes direcciones en el plano de la lámina como se ve en la figura 9.

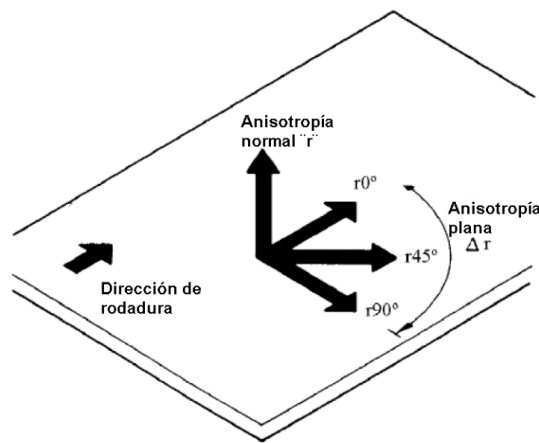


Figura 9: Orientación de la hoja en relación con la anisotropía normal y plana [19].

El parámetro de Lankford normal se obtiene de la siguiente ecuación

$$r_n = \frac{r_0 + 2 * r_{45} + r_{90}}{4} \quad \text{Ec. 2.2}$$

Donde

- r_0 es el factor de anisotropía en la dirección de laminación (RD).
- r_{45} es el factor de anisotropía en la dirección de 45° en relación con RD.
- r_{90} es el factor de anisotropía en la dirección de 90° en relación con RD

Los modelos constitutivos, que describen el comportamiento del material anisotrópico, son los principales puntos de partida para la simulación de formado de lámina. Banabic [17] enumeró criterios de cedencia clásico, criterios de cedencia anisotrópicos avanzados, criterios de cedencia Banabic-Balan-Cosma

(BBC), criterios de cedencia BBC 2005 y criterios de cedencia BBC 2008. Estas familias también se subdividen en subfamilias como se ve en la tabla 2.

Tabla 2: Clasificación de criterios de cedencia anisotrópico [23].

Familia	Subfamilia	Criterio de cedencia
Criterio de cedencia clásico	Criterios de cedencia de la familia de Hill	Hill 1948
		Hill 1979
		Hill 1990
		Hill 1993
	Criterios de cedencia de la familia de Hershey (plasticidad cristalina)	Hosford
		Barlat 1989
		Barlat 1991
		Barlat 1994
		Barlat 1996
		Karafillis-Boyce
	Criterios de cedencia en coordenadas polares	Budiansky
	Otros	Gotoh yield criteria
Criterios avanzados de cedencia anisotrópico		Barlat yield criteria
		Banabic-Balan-Comsa (BBC)
		Cazacu-Barlat
		Vegter
		Hu
		Comsa
		Soare
		Wang
		BBC 2005
		BBC 2008

El criterio de cedencia más utilizado es el propuesto por Hill 1948, por su simplicidad matemática, aunque no describe el límite elástico uniaxial ni el

coeficiente uniaxial de isotropía plástica. Los paquetes como Abaqus, AutoForm, Ls_Dyna, PampStamp utilizan los criterios de Hill 1948, Hill 1990 y Barlat 1989.

2.3.1 Diagrama límite de formado (FLD).

Para encontrar los valores máximos de las deformaciones principales ε_1 y ε_2 , se miden las deformaciones en el momento de falla (estrechamiento, fractura, arrugamiento, etc.) en las láminas marcadas con círculos. Keeler [25] fue el pionero en estas investigaciones basándose en las observaciones de Gensamer [26] de que, en lugar de utilizar índices globales, hay que considerar las deformaciones locales. Keeler trazó las deformaciones principales frente a las deformaciones menores obtenidas de elipses conseguidas durante la deformación. Consecutivamente, Goodwin [27] diseñó la curva para el dominio Tensión/compresión ($\varepsilon_1 > 0$; $\varepsilon_2 < 0$) utilizando diferentes pruebas mecánicas.

Los diagramas de Goodwin (lado izquierdo) y Keeler (lado derecho) se denominan diagrama límite de formado (figura 10).

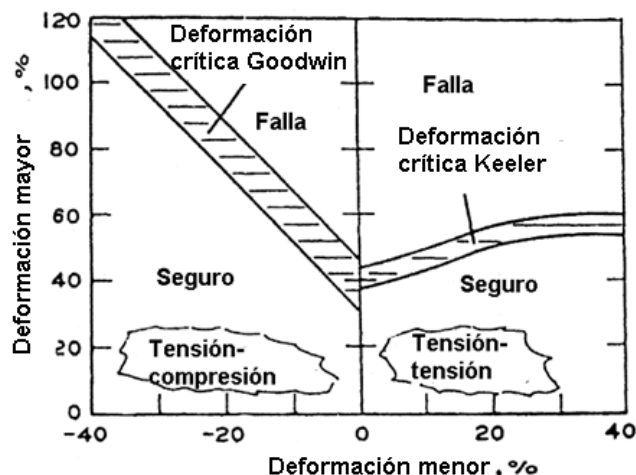


Figura 10: Diagrama límite de formado definido por Keeler y Goodwin [27].

La curva límite de formado (FLC) es la conexión de todos los puntos correspondiente a las deformaciones límite. El FLC divide las regiones falla (por encima del FLC) y seguro (por debajo del FLC). La intersección de la curva límite con el eje vertical (que representa la deformación por deformación plana ($\varepsilon_2 = 0$)) es un punto importante del FLD y se indica como FLD_0 . La posición de este punto

depende especialmente del espesor y del coeficiente de endurecimiento por deformación.

Los principales factores que influyen en el FLD asumiendo la malla deformada, las propiedades del material, la fractura de las deformaciones unitarias y el proceso de formado son [17]:

- Espesor de lámina.
- Propiedades mecánicas.
- Trayectoria de deformación.
- Tamaño de malla.
- Razón de deformación.
- Vibraciones.
- Temperatura.
- Presión hidrostática.
- Microestructura del material.

Al tomar en cuenta estos factores se obtiene un grado de confiabilidad para utilizar los FLD y proseguir con los diseños.

2.4 Simulación de formado de lámina

Los primeros intentos de solución numérica de formado de lámina se dan en 1960 con Woo [28] quien presentó los resultados de un análisis de embutido profundo de una copa cilíndrica, incluyendo el embutido y las piezas de deformación por estiramiento. En este estudio se analizó el efecto de la anisotropía y se llegó a la conclusión de que se podría diseñar un gráfico que permita evaluar los méritos relativos de las láminas metálicas en las operaciones de formado de acuerdo con los coeficientes de endurecimiento por deformación y el parámetro de anisotropía.

En esta misma línea Wang y Budiansky [29] utilizando una ley de material plástico elástico que satisface una regla de flujo de tipo Mises demostraron un verdadero avance en la aproximación numérica de procesos de lámina. Este trabajo tuvo en cuenta la deformación finita, el endurecimiento por trabajo y la

anisotropía normal. A diferencia de Woo estos autores tomaron como referencia la fricción de Coulomb en las superficies de contacto entre el punzón/lámina y matriz/lámina. Entre las recomendaciones del estudio los autores plantean que se debe mejorar las leyes de fricción y mejorar las representaciones de las ecuaciones constitutivas de la plasticidad del metal.

Posteriormente a estos trabajos, los autores Kaftanoglu y Tekkaya [30] describieron un método de diferencias finitas para obtener la solución numérica completa del embutido simétrico de un eje circular. La teoría de estos autores parte de la anisotropía plástica normal, endurecimiento por deformación no lineal, preesfuerzo, criterio de inestabilidad, coeficiente de fricción variable en función de la deformación y una aproximación al esfuerzo en dirección al espesor. Entre sus resultados más importantes se pueden enumerar: el coeficiente de fricción puede variar de un punto a otro, pero también de una etapa a otra; la teoría sobreestima el límite de relación de estirado (*limit drawing ratio*) y se debe principalmente a que se desprecian los efectos de la flexión plástica y la flexión de la lámina metálica durante la deformación.

En esta misma línea, Lee [31] señaló 4 puntos importantes que deben ser tomados en cuenta en la simulación de formado de lámina: los aspectos continuos y microestructurales en la plasticidad de los materiales, su superficie de cedencia, el endurecimiento por deformación y los efectos de la velocidad de deformación.

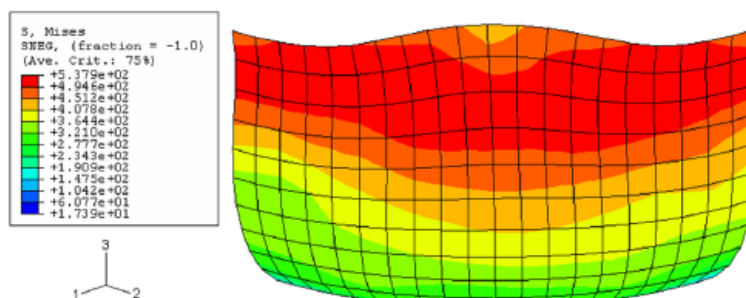


Figura 11: Configuración deformada y esfuerzo equivalente en la superficie exterior de la copa estirada [31].

Un estudio más contemporáneo realizado por Muhammad [23] amplió el conocimiento presentando los criterios de anisotropía, cedencia, formabilidad y recuperación elástica que son la base teórica de la simulación numérica. A diferencia de los autores anteriores, Muhammad analiza la técnica de formado por láser advirtiéndole que no hay efecto en la recuperación elástica, lo cual representa una ventaja sobre el estampado. Así también al analizar la técnica del formado incremental concluye que su uso aporta en la reducción de cálculos innecesarios y por lo tanto el tiempo de simulación.

Tanto para Makinouchi [32] como para Tekkaya [9] la industria toma como base los conocimientos desarrollados por la investigación académica y los utiliza para la predicción de la flexión de la superficie, predicción de arrugas (figura 12), determinación de la geometría de la lámina en bruto, estudio de la condición límite del desgarro, predicción de la recuperación elástica, evaluación del espesor de la hoja y esfuerzo residual, etc. Además, ubica entre los usuarios industriales e las técnicas de simulación a fabricantes de matrices y diseñadores de procesos.

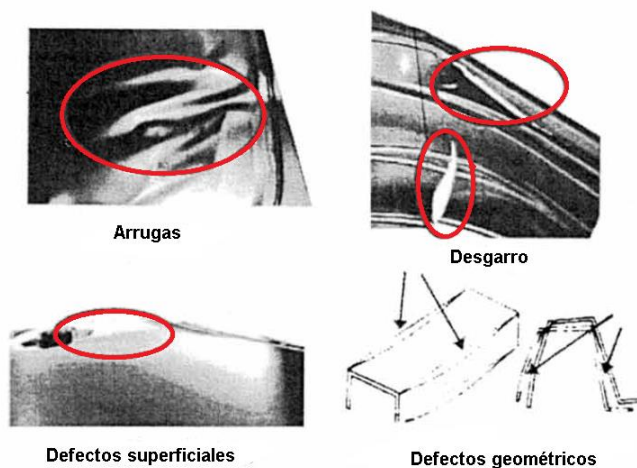


Figura 12: Defectos en el formado de lámina [32].

Enmarcado en esta misma discusión, Tisza [33] observó que los requisitos de la industria para el paquete de simulación de formado han ido cambiando desde un análisis de formabilidad simple a uno de calidad completa para todo el proceso de estampado. El autor argumenta que toda la cadena de

simulación se debe de manejar desde la geometría de la pieza a través del diseño de la matriz hasta la validación del proceso final y el control de calidad.

En cuanto a Reddy [34], quien analizó los desarrollos en el área de simulación del formado de lámina hasta el año 2012, obtuvo como resultado que el elemento de carcasa (*Shell*) era el más adecuado para el proceso de embutición profunda. A la vez Kwak [35] realizó un análisis de elementos finitos en el software de FORGE utilizando elementos sólidos y de carcasas (*Shell*) para confirmar la aplicabilidad de elementos sólidos (figura 13). El resultado obtenido fue que se necesita el elemento sólido para predecir un mecanismo de deformación preciso y la fractura por cizallamiento.

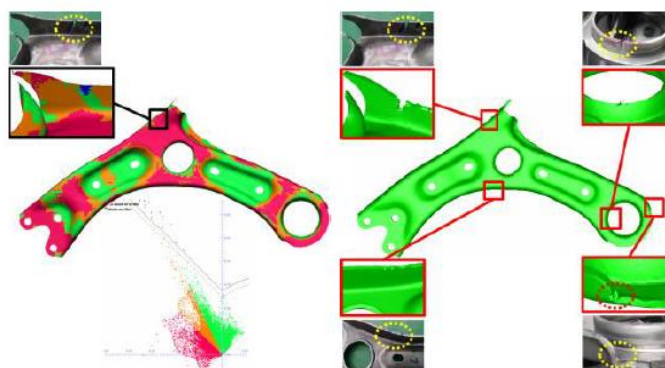


Figura 13: a) elementos de carcasa b) elementos sólidos [35].

Con respecto a Ahmed y Sekhon [36] quienes analizaron los diferentes métodos para conocer la no linealidad del material, la no linealidad geométrica y el contacto por fricción en las operaciones de formado, concluyeron que para controlar una buena precisión de la solución es esencial la estimación de error y las técnicas de generación de mallas adaptivas. Por su parte Ghorbel [37] investigó un modelo elastoplástico-anisotrópico fuertemente acoplado con daño dúctil isotrópico. En esta formulación numérica se implementó un código de elementos finitos ABAQUS a través de las subrutinas UMAT y VUMAT. Los resultados obtenidos demostraron la mejor capacidad del modelo para predecir el comportamiento real del material y el efecto de fractura dúctil cuando se somete a proceso de formado.

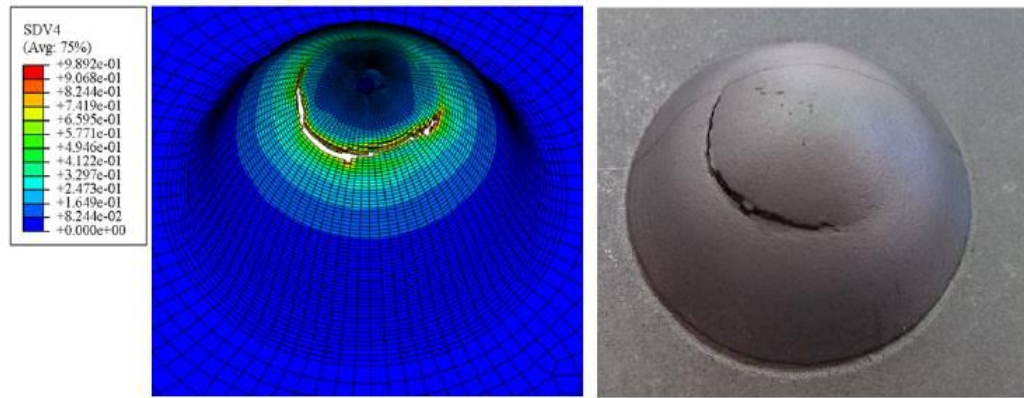


Figura 14: Fractura en la pieza de prueba en la simulación y en el experimento [37].

Por último, Aravind [38] llevó a cabo estudios comparativos experimentales y de simulación numérica con el paquete Simufact en dos dimensiones de una perforación en un acero. Obtuvo como resultado que el método de aplicación de la fuerza contraria provoca efectos insignificantes en la mecánica de deformación involucrada a comparación con el método convencional.

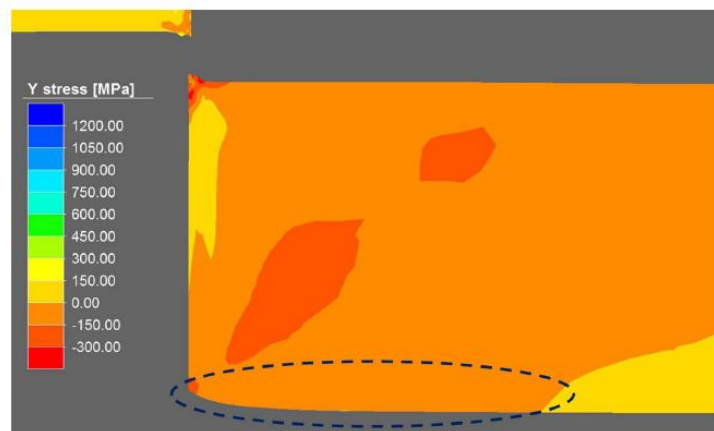


Figura 15: Distribución de esfuerzos en el orificio perforado [38].

Capítulo III

Expansión de orificio

3.1 Introducción

La prueba de expansión de orificio es un método que permite determinar la relación de expansión del orificio en las láminas y tiras metálicas con un rango de espesor de 1.2 mm a 6.0 mm y un ancho de al menos 90 mm hasta la aparición de primera grieta, esto de acuerdo con la NORMA ISO 16630 publicada en el año 2017 [39]. La figura 16 muestra la prueba de expansión de orificio en su etapa de punzonado donde se ve el avance del punzón hasta la aparición de la primera grieta en el borde del orificio.

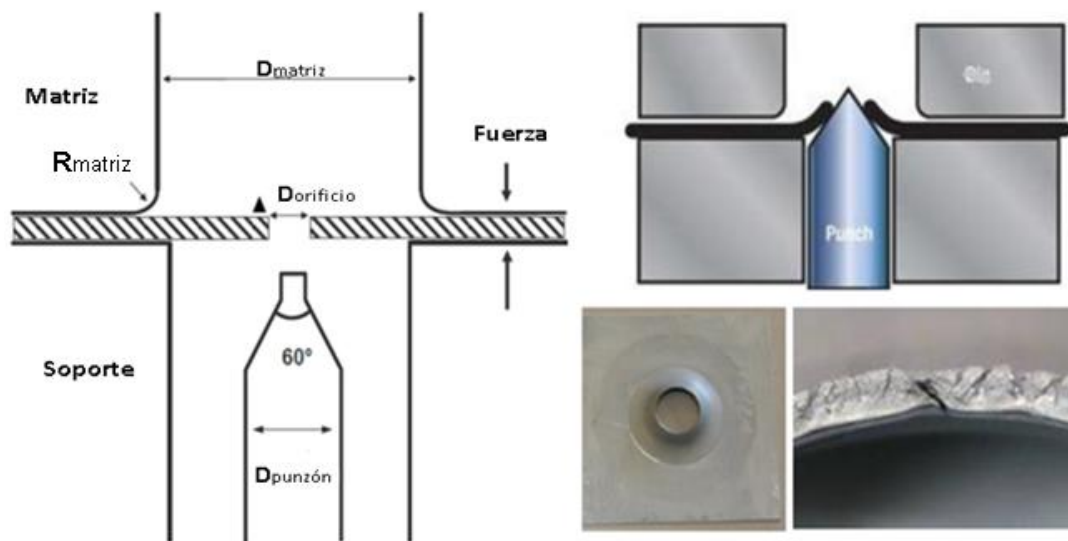


Figura 16: Esquema del punzonado de la prueba de expansión de orificio [40].

3.2 Procedimiento

En la figura 17 se muestra el proceso de la prueba de expansión de orificio en sus etapas de perforado y punzonado.

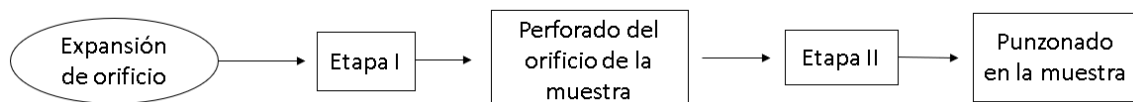


Figura 17: Esquema del proceso de expansión de orificio.

La primera etapa de la prueba de expansión de orificio es la perforación del orificio en la lámina, lo cual se puede observar en la figura 18.

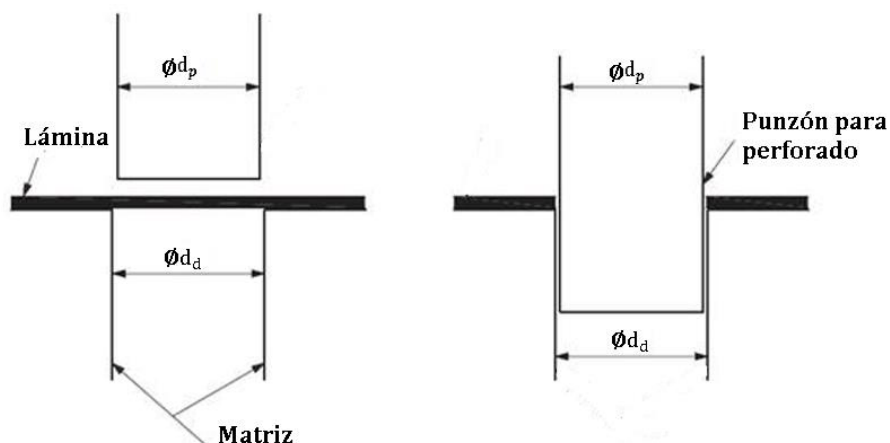


Figura 18: Perforación del orificio [39].

En la tabla 3 (dimensiones en milímetros) se tiene ejemplos de diámetros interiores de matrices utilizadas para perforar orificios de 10 mm.

Tabla 3: Diámetros interiores de matrices utilizados [39].

Espesor (t)	Diámetros interiores de matrices (d_d)
$1.2 \leq t < 1.5$	10.30
$1.5 \leq t < 1.9$	10.40
$1.9 \leq t < 2.3$	10.50
$2.3 \leq t < 2.7$	10.60
$2.7 \leq t < 3.1$	10.70
$3.1 \leq t < 3.6$	10.80
$3.6 \leq t < 4.0$	10.90

La holgura se define por la siguiente fórmula

$$c = \frac{d_d - d_p}{2t} * 100 \quad \text{Ec. 3.1}$$

Donde c es la holgura expresada como porcentaje.

La pieza de prueba debe ser plana y de dimensiones tales que el centro de cualquier orificio no esté a menos de 45 mm de cualquier borde. Como se muestra en la figura 19. En TERNIUM la muestra mide 120x120 mm estándar.

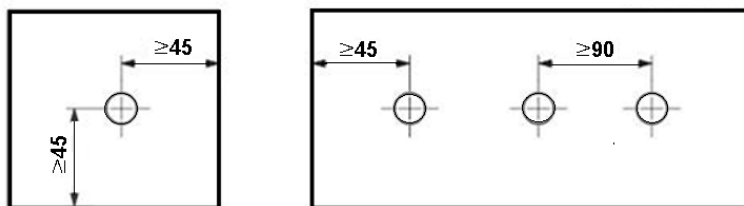


Figura 19: Centrado del perforado de la muestra [39].

La segunda etapa es la de la expansión. En esta etapa se ve como el punzón avanza deformando la lámina hasta que aparezca la primera grieta en todo el borde del orificio. En la figura 20 se muestra las herramientas que se necesitan para esta etapa.

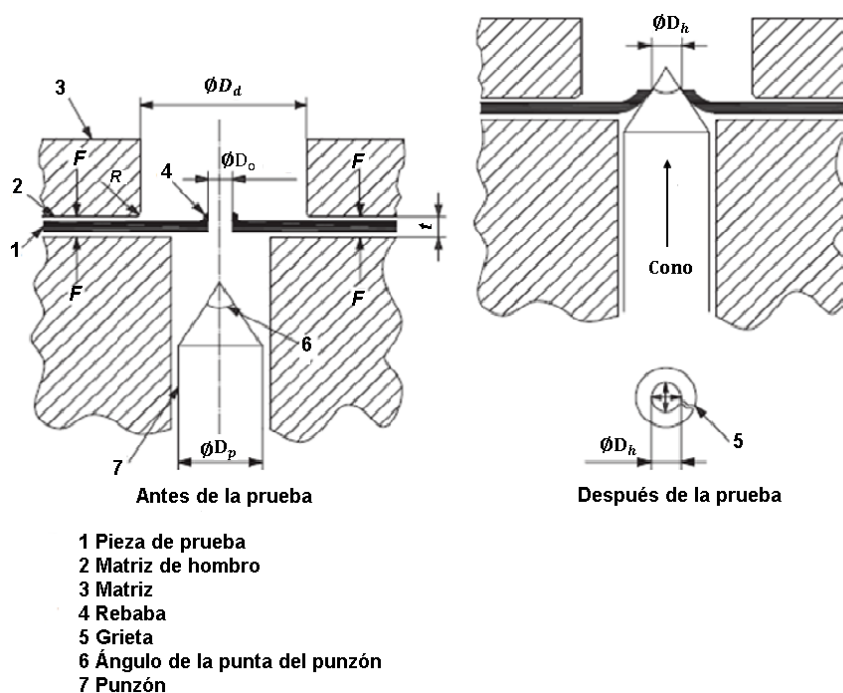


Figura 20: Prueba de expansión de orificio [39].

El punzón con el número 7 debe ser una herramienta de expansión cónica con un ángulo de punta de 60 ± 1 grados. El diámetro del punzón en su parte cilíndrica debe ser lo suficientemente grande como para que pueda expandir el orificio hasta tal punto que se generen grietas en el borde del orificio de la probeta.

El diámetro interior de la matriz de sujeción de las herramientas de ensayo se seleccionará en función de la relación de expansión del orificio límite esperada. Mientras el diámetro interior, D_d , no debe ser inferior a 40 mm. Así como el radio de la esquina, R , del troquel de sujeción de la herramienta de ensayo debe estar entre 2 mm y 20 mm, el radio recomendado es de 5 mm. La herramienta de expansión cónica debe tener una dureza mínima de 55 HRC.

La prueba debe ser realizada cumpliendo los siguientes pasos: a) colocar la muestra en la matriz de modo que el centro de la muestra coincida con el eje de la herramienta de expansión cónica; b) colocar la muestra de modo que la superficie de salida del orificio perforado mire hacia el troquel; c) aplicar una fuerza de sujeción lo suficientemente alta a la muestra, por ejemplo, 50 kN o más es apropiada para una pieza de 150 mm x 150 mm para evitar cualquier entrada de material al área de sujeción; d) presionar la herramienta de expansión cónica en el orificio perforado de la muestra a una velocidad que permita al operador detener la prueba cuando aparezca la grieta. La velocidad de avance del punzón no debe ser superior a 1 mm/s; e) mantener el borde del orificio bajo observación. A la primera señal de la microfisura, se debe reducir la velocidad de avance del punzón para minimizar una mayor expansión del orificio; f) detener la velocidad del punzón en el momento en que aparezca la grieta a través del espesor al principio en la muestra. Esta fisura debe tener un ancho máximo de apertura de 0.1mm en el diámetro interior. Medir el diámetro del orificio roto con un calibrador deslizante. En la tabla 4 se muestra las medidas mencionadas anteriormente.

Tabla 4: Medidas de herramientas y de procesos [39].

Herramientales y procesos	Dimensiones
Pieza de prueba	120*120 mm
Espesor (t)	3.02; 3.78 mm
Punzón cónico	60 \pm 1 grados
Diámetro del punzón (D_p)	40 mm
Diámetro de la matriz superior (D_d)	44mm
Radio de la matriz superior (R)	2-20 mm (recomendado 5 mm)
Diámetro de la matriz inferior	40.3 mm
Diámetro del orificio (D_o)	10 mm
Velocidad punzón cónico	1 mm/seg
Velocidad de punzón de corte	1 mm/seg
Fuerza (F)	50 KN
Dureza del punzón	55 HRC
Temperatura	10 a 35 °C

En esta prueba se mide la aparición de la grieta digitalmente utilizando software de imagen (óptico) como el Image J® [41]. Esto permite monitorear la trayectoria de la deformación para cada punto en proximidad del orificio durante la prueba. Para ello, las muestras se deben grabar con un patrón de cuadrícula cuadrada de 1 mm antes de la prueba [42].

3.3 Relación de expansión de orificio (HER)

La relación de expansión de orificio se establece como el aumento porcentual del diámetro del orificio expandido al diámetro original [43].

$$HER\% = \frac{D_h - D_o}{D_o} * 100 \quad \text{Ec. 3.2}$$

Donde D_h es el diámetro interior del orificio después de la ruptura, D_o es el diámetro original del orificio (10 mm con una tolerancia de +0.02, -0.03) [44]. La relación logarítmica de expansión del orificio corresponde a la mayor deformación verdadera en el borde del orificio dado de la siguiente forma [40].

$$HER_{log} = \ln\left(1 + \frac{HER\%}{100}\right) \quad \text{Ec. 3.3}$$

Se probarán varias muestras y se obtendrán valores promedio de la HER.

En la tabla 5 se puede observar los parámetros de los cuales depende la relación de expansión de orificio sacado de la literatura.

Tabla 5: Parámetros de los cuales depende la HER.

Relación de expansión de orificio	Parámetros que depende la HER
	Propiedades mecánicas del material [45] [46] [47] [48]
	Calidad de la superficie del borde inicial del orificio (Rebabas, microfisuras, rugosidad de la superficie) [46] [49] [50] [47] [51] [52] [53]
	Geometría del punzón de formación [46] [54]
	Diámetro relativo del orificio [46]
	Condiciones de fricción y lubricación [46] [55]
	Relación del espesor de la hoja con el diámetro del orificio [56]
	Fuerza de sujeción de la lámina [57]
	La microestructura del acero
	Propiedades microestructurales (resistencia de la matriz) [50] [47]
	Alto carbono desfavorable para la HER [58]

3.4 Antecedentes de estudios de prueba de expansión de orificio

3.4.1 Antecedentes de la prueba experimental

De acuerdo con los estudios realizados por Stachowicz [46] , Kawabara [45] y Hyun [56] la relación de expansión de orificio (HER) depende de las propiedades mecánicas del material, la calidad de la superficie del borde inicial del orificio, la geometría del punzón de formación, el diámetro relativo del orificio, el espesor de la lámina y las condiciones de fricción. De la misma forma Chen [47] planteó que la HER del acero avanzado de alta resistencia (HS) está influenciado por parámetros del material (el exponente de endurecimiento por deformación, la anisotropía normal y especialmente por la sensibilidad a la velocidad de deformación) y la microestructura.

Otro parámetro importante lo presentó Comstock [59] quien encontró que el comportamiento de la HER de los aceros que tienen orificios terminados es muy diferente al de los probados con condiciones de corte. La diferencia entre la HER mecanizada y la de orificio por corte depende de la tasa de endurecimiento por trabajo (*n valores*). Los *n valores* mas altos, de acuerdo con este autor, dan como resultado que los orificios cortados tengan un peor rendimiento que los orificios mecanizados. Sobre este mismo tema, Chung [51] comparó experimentalmente y por medio de simulación la prueba de expansión de orificio, realizando pruebas con orificio perforado y fresado, obteniendo valores más altos de la HER con el orificio fresado.

Shi [60] cuestionó la aplicación del diagrama de límites de formado convencional (FLD) ya que la división en grados de mayor resistencia de AHSS a menudo no se asocia con un estrechamiento localizado, sobre el cual se define el FLD. Observó además que los AHSS son más propensos a agrietarse en los bordes durante la prueba debido a la menor capacidad de estiramiento causada por las malas condiciones de borde de corte y la presencia de microestructuras de múltiples fases del acero. También agregó que la lámina a menudo falla en las áreas de radio de la matriz.

En esta misma línea, Karelova [50] identificó que el grado de acero CP800 (fase compleja) tiene una HER más alta que el grado de acero DP800 (fase dual) para condiciones idénticas del borde del orificio, aunque las propiedades de elongación determinadas en las pruebas de tracción uniaxial muestran lo contrario. Además, en su investigación se detectó que la deformación plástica inducida y la calidad de la superficie obtenida por el método de preparación del orificio afectan significativamente la HER. Se descubrió también que la HER está firmemente relacionada con la microestructura de los aceros y con las propiedades de los componentes microestructurales, fundamentalmente con la resistencia de la matriz y el contraste de dureza entre las fases más blandas y duras.

A su vez Mori [49] examinó la calidad del borde cortado y advirtió que esta varió con la holgura entre el punzón y la matriz, y la calidad influyó en la relación de expansión de orificio. La capacidad de estiramiento de rebordeado se mejora optimizando la relación de la holgura y el espesor. Además, encontró que el rebordeado por estiramiento de las láminas de acero de ultra alta resistencia es difícil. A medida que la resistencia de la lámina aumenta, la HER disminuye. Con base en este autor la relación óptima de holgura entre el espacio libre y el espesor de las láminas de 440 y 980 MPa es de aproximadamente el 20%. De la misma forma, Sartkulvanich [52] detalló en el artículo producto de su investigación que el borde exterior siempre experimenta un mayor estiramiento para la prueba de expansión de orificio con el punzón cónico. Halló que, en la rebaba hacia arriba, la zona de fractura se encuentra localizada en el borde exterior y es probable que se fracture antes de la rebaba hacia abajo.

En una reciente investigación, Barnwal [53] en año 2020 analizó mediante la prueba de expansión de orificio la capacidad de estiramiento de dos aceros AHSS (DP980 y TRIP1180). Las láminas de prueba se prepararon utilizando dos métodos, el de cizallamiento (*shearing*) y corte de alambre (*wire cutting*) para lograr dos calidades de filo diferentes. La formabilidad de ambos aceros se calculó en términos de la relación de expansión de orificio. La calidad

de borde afectó a la HER significativamente para el acero TRIP1180, pero solo marginalmente para el acero DP980. Este investigador observó además la presencia de fractura a través del espesor independientemente de la calidad del borde. La lámina con orificio cortado mostró una localización provocada por microgrietas en la superficie del orificio. En el segundo caso la localización de la fractura fue evidente desde el borde del agujero de la grieta.

Sobre la composición química de los aceros, Lee [61] notó que las muestras recocidas a una temperatura de recocido intercrítico (IAT) más alto mostraron una HER más alta pero una resistencia más baja. Descubrió que la adición de 200 ppm de niobio (Nb) es beneficiosa para la HER, mientras que se encuentra un efecto perjudicial sobre la capacidad de expansión del orificio después de la adición de 400 ppm de Nb al acero DP. Por otro lado, Fang [58] encontró que un alto contenido de carbono es desfavorable para la HER, a la vez que los aceros C-Mn con una alta relación entre la resistencia máxima y el límite elástico generalmente mejoran la HER.

Otro punto que abarca Krichen [57] analizó el efecto de la sujeción de la lámina de acero en el proceso de expansión de orificio. Concluyó que la sujeción de la pieza en bruto no afecta a la carga máxima del punzón, pero tiene efecto en la cinemática del borde exterior de la pieza de trabajo. Para el caso del aluminio, Kacem [48] encontró que, en la mayoría de los procesos de formación de la lámina, el radio de la matriz tiene una influencia débil en el daño del borde del orificio.

3.4.2 Antecedentes de simulación de expansión de orificio.

De acuerdo con Leu [54] en 1999 empleó el método de elementos finitos elastoplásticos para predecir la condición límite del estiramiento del orificio tomando en cuenta tres geometrías de punzón de formado (cónico, cilíndrico y esférico) y las holguras de la matriz. La simulación indica que la carga aumenta bruscamente con el punzón cónico y aumenta gradualmente con el coeficiente

de fricción para todos los punzones, pero disminuye con el exponente de endurecimiento por deformación.

Por otra parte, Huang [55] en el 2001 adoptó un método de elemento finitos elastoplástico incremental basado en la formulación Lagrangiana para predecir el límite de relación de formado en el proceso de rebordeado de orificio, obtenido como resultado que depende de las condiciones de fricción/lubricación.

Por su parte, Ko [62] en el año 2007 desarrolló un criterio de fractura apropiado para el análisis de elementos finitos con ABAQUS para definir el límite de formado de los materiales (SAPH440, CT440 y FB590). El modo de fractura y la relación de expansión de orificio se comparan con respecto a los diversos criterios de fractura de Oyane, Brozzo, Cockcroft y Rice. Demostraron que estos criterios existentes no predicen el modo de fractura o la relación de expansión de orificio adecuadamente, pero el criterio de fractura propuesto por Ko da buenas correlaciones con la predicción de modo de fractura y la HER.

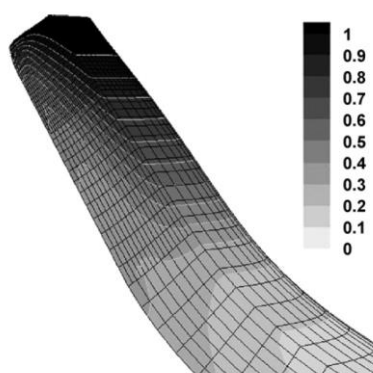


Figura 21: Distribución del nuevo criterio de fractura [63].

A su vez Sartkulvanich [52] en el año 2010 mencionó que el modelo FEM de corte se desarrolló para caracterizar la calidad el borde para diferentes holguras de punzón/matriz y se simuló la expansión de orificio para demostrar la capacidad de estiramiento del borde cortado con el paquete DEFORM-2D. Como principal objetivo se estableció una metodología para predecir el agrietamiento de borde y como resultados se obtuvo que el criterio adaptado de Rice y Tracey es el mejor modelo para modelar el cortado. En la prueba de expansión de orificio

notaron que la HER aumenta con el aumento de la holgura de punzón/matriz utilizadas en el corte. Cuando se usa el punzón cónico, el borde exterior siempre experimenta un mayor estiramiento. Se tiene una distribución más uniforme de los valores de daño con el punzón esférico. Recomendaron seguir con el estudio de los efectos de los radios de punzón de obturación y desgaste de la herramienta.

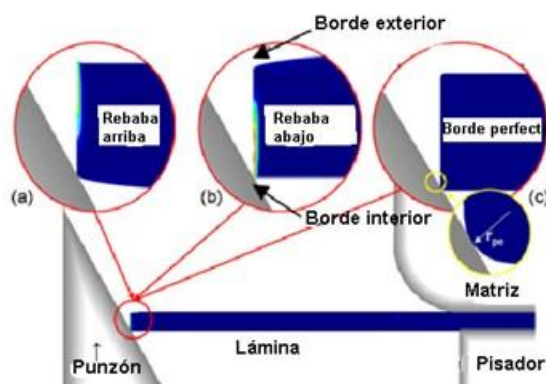


Figura 22: Esquema de simulación de rebordeado de orificios con orientación de las rebabas (a) hacia arriba y (b) hacia abajo y (c) borde perfecto utilizando un punzón cónico [52].

Mientras tanto Ram [64] en el 2010 investigó la prueba de expansión de orificio en el acero DP600 tanto experimentalmente como su simulación con elementos finitos con LS-Dyna. Utilizó elementos lineales hexaédricos de ocho nodos (*Brick*) y un generador de malla, *hyperMesh*. Los resultados dieron buena correspondencia entre la HER y las curvas de fuerzas de desplazamiento. Sin embargo, las mediciones de deformación fueron inconsistentes con las pruebas experimentales. Como conclusión señalaron que la razón se debe a la caracterización del material utilizado para la simulación.

En cuanto Xu [65] en el año 2010 realizó la prueba de expansión utilizando ABAQUS/Standard. Analizó la cuarta parte de la muestra debido a la simetría ortotrópica del material. Usó elementos de carcasa de cuatro nodos con integración reducida. El punzón y las matrices se definieron como superficies analíticas rígidas. Supuso que el comportamiento del material es elástico-plástico, con endurecimiento isotrópico. Indicó que se necesita más trabajo para obtener una mejor predicción de la forma del agujero.

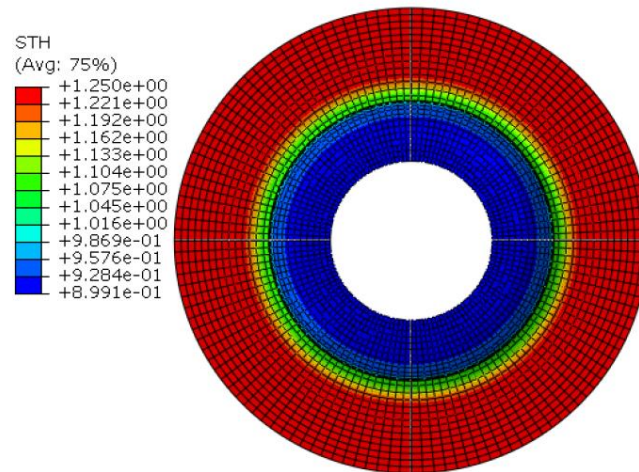


Figura 23: Distribución de espesores finales simulada con criterio de von Mises [65].

Por otra parte, Hashimoto [66] en el 2010 realizó simulaciones con el software ABAQUS/Standard usando las funciones de cedencia. La función Yld2000-2d con un exponente de 4 ha dado concordancia con la distribución de espesor observada a lo largo del borde del orificio expandido y con los contornos medidos experimentalmente del trabajo plástico y las direcciones de deformación plástica.

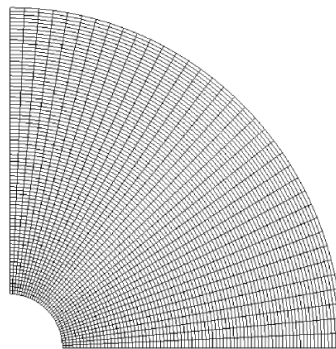


Figura 24: División de malla en una lámina en bruto [66].

En cuanto a Kim [67] describió un análisis cualitativo sobre la formabilidad de acero de doble fase (DP) a través de la introducción de elementos finitos en ABAQUS basados en microestructura realista. Se hizo la construcción de un modelo utilizando un proceso de generación de malla con un algoritmo de suavizado de límites después del procesamiento apropiado de la imagen

obtenida en la microfotografía electrónica. A falta de homogeneidad microestructural observada en las microfotografías electrónicas de barrido de las láminas, se dedujo que la deformación plástica localizada en la fase ferrítica podría estar estrictamente relacionada con la formabilidad macroscópica del acero DP.

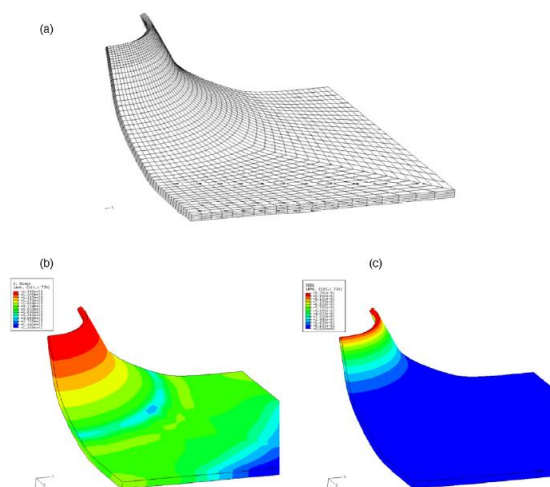


Figura 25: (a) lámina deformada, (b) distribución efectiva del esfuerzo, (c) deformación plástica equivalente después de una relación de expansión del agujero del 50% [67].

Por su lado Krichen [57] en el 2011 investigó el efecto de sujeción en una lámina de aluminio de 2 mm de espesor para el proceso de expansión de orificio. La prueba se realizó con un soporte fijo, sin soporte, con una fuerza de sujeción constante y una fuerza de sujeción progresiva. Su utilizó un modelo elastoplástico de elementos finitos para predecir la cinemática de la formación, la carga del punzón y la forma final. Para evitar el movimiento hacia arriba del borde exterior la fuerza de aplicada a la sujeción de la lámina (BHF) debe ser mayor que la fuerza de reacción máxima que se alcanzó al comienzo de proceso.

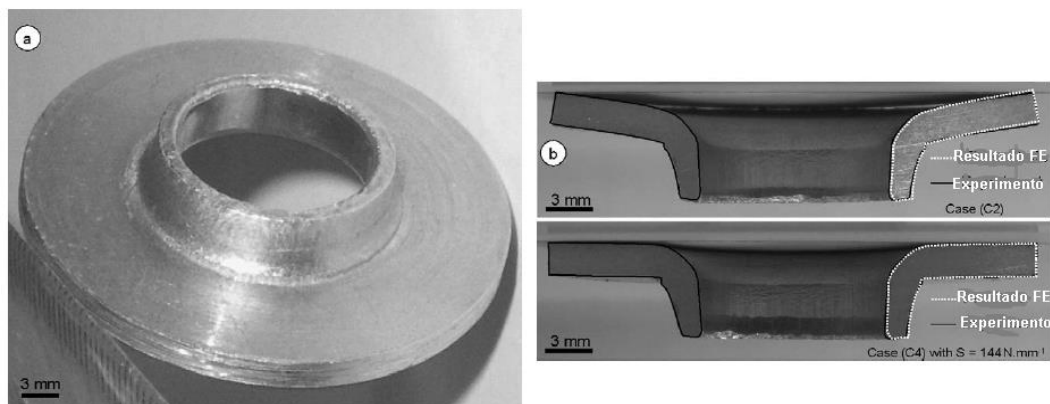


Figura 26: (a) Ejemplo de un producto terminado típico. (b) Vista en sección y forma deformada por FE de las cajas [57].

Como señala Chung [51] en el año 2011 simuló la prueba de expansión de orificio usando elementos continuos C3D8R con un tamaño de malla de $0.1 \times 0.1 \times 0.2$ mm cerca del borde del orificio. Se realizaron dos tipos de simulaciones, una mediante un orificio fresado y otra por punzonado (se simuló secuencialmente el proceso de perforación y después la prueba de expansión de orificio) para la prueba se utilizó el modelo de daño dúctil ofrecido por Abaqus (2007) junto con el enfoque inverso desarrollado en el estudio; es decir, calibrar el modelo de datos mediante la realización de simulaciones numéricas y experimentales para la prueba de tensión simple, estos se compararon con los experimentales dando una concordancia razonablemente buena, validando el modelo de daño calibrado.

Kuwabara [45] en el año 2011 investigó tanto experimental como analíticamente el modelo de un material (función de cedencia anisotrópico) contra la precisión predictiva del análisis de elementos finitos en la prueba de expansión de orificio. La simulación la desarrolló con el software ABAQUS y con el criterio cedencia Yld2000-2d con un exponente 4 es el que dio mejor concordancia con las medidas de la forma de orificio y la distribución de deformación del espesor a lo largo. También obtuvieron una diferencia entre la simulación y los resultados experimentales debido al hecho de que la función de cedencia Yld2000-2d no puede reproducir perfectamente la anisotropía plástica de la lámina, dando como conclusión de que es necesario seleccionar una función de fluencia apropiada

para el material de la lámina para mejorar la precisión predictiva del comportamiento de la deformación en la expansión de orificio. El ensayo de tracción biaxial es un método factible para determinar la función de fluencia anisotrópica apropiada para la lámina.

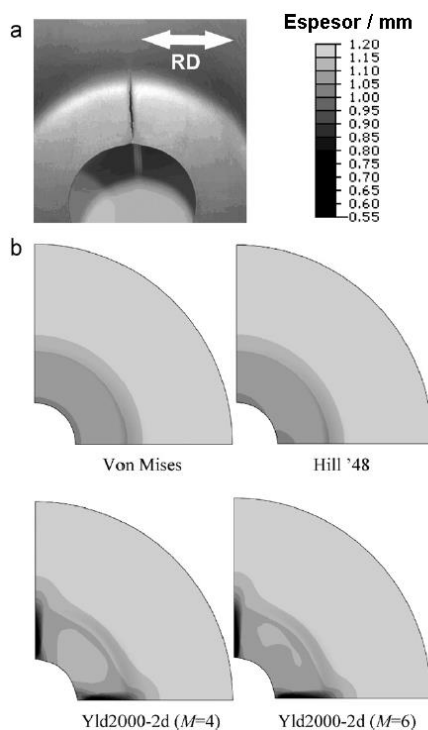


Figura 27: a) Fractura b) cálculos usando funciones de cedencia [45].

Por otra parte, Choi [68] en el 2014 utilizó el método de elementos finitos de plasticidad cristalina (CPFEM), para el estudio de la distribución espacial de las fases constituyentes y el efecto ejercido por la orientación cristalográfica en el acero 590HB durante la prueba de expansión de orificio. Para esto usaron dos escalas de simulación. En la primera se realizó una simulación macroscópica (figura 32) utilizando elementos finitos elastoplásticos anisotrópicos basados en el criterio de cedencia de Hill. En la segunda simulación microscópica con el CPFEM uso la trayectoria de deformación en el borde de orificio que se obtuvo durante la simulación macroscópica. Dando como resultado una simulación con éxito al utilizar el método de elementos finitos de plasticidad cristalina, también revelaron que la localización del criterio de falla definido por el deslizamiento

plástico acumulado (C_{ps}) está fuertemente relacionada con la orientación de las micro fisuras.

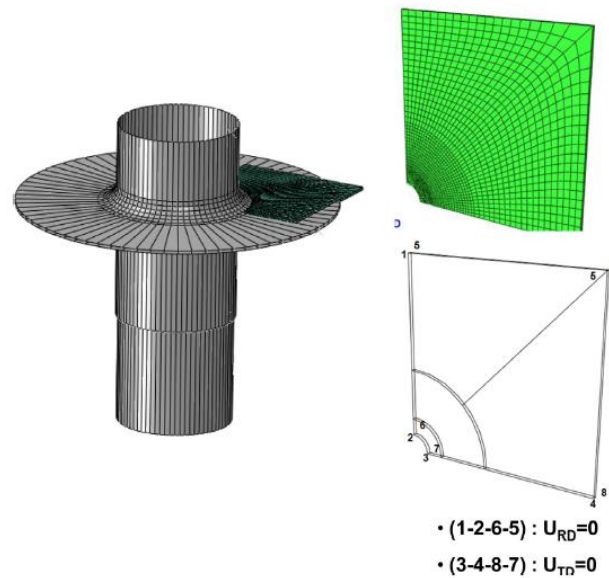


Figura 28: Geometría inicial y mallas de elementos finitos de una pieza en bruto para la simulación macroscópica de expansión de orificio con el paquete ABAQUS [68].

Como lo hace notar Paul [69] en el año 2014 trató de caracterizar experimental y analíticamente la HER para seis grados de acero diferentes a partir de sus propiedades de tracción. Usaron la simulación con el paquete ABAQUS para comprender los modos de deformación (estado de tensión/triaxilidad de tensión (definida como la relación entre la tensión media y la tensión equivalente)) relacionado con el proceso de la expansión de orificio. Como resultado de la simulación obtuvieron que durante la prueba de expansión de orificio el borde del orificio se deforma en un modo de tracción uniaxial y que la deformación del aro en el borde del orificio durante la expansión es comparable a la deformación en la dirección de carga durante la prueba de tracción uniaxial.

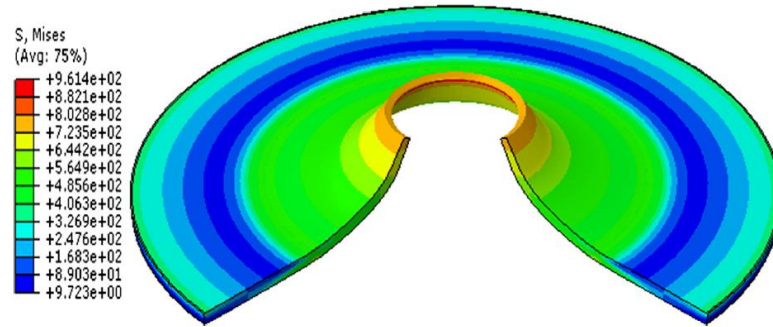


Figura 29: Simulación de elementos finitos de la expansión de orificio: distribución de la tensión equivalente de von Mises en el momento de la falla (HER = 93.28%) para el acero 2 [69].

De acuerdo con Lizuka [70] en el 2014 realizó simulaciones de formado y experimentación sobre la expansión de orificio, usó las funciones de cedencia cuadráticas de von Mises, de Hill48 y Yld2000-2d no cuadráticas. Dio como resultado que la función Yld2000-2d con un exponente de 6 tiene mayor concordancia con los resultados experimentales. Las funciones de fluencia afectan la precisión predictiva del comportamiento de deformación de la lámina de acero sometida a la prueba de expansión de orificio.

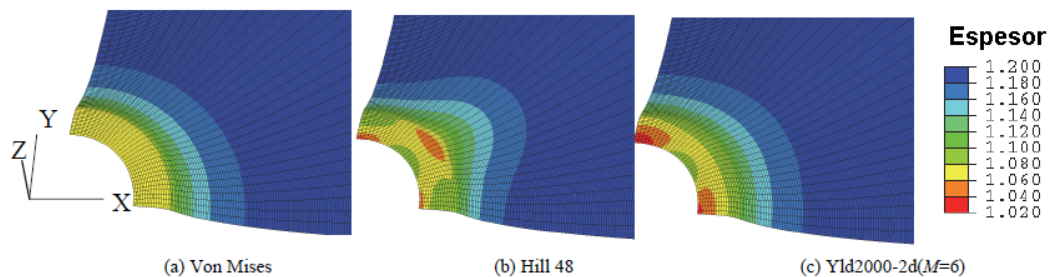


Figura 30: Distribuciones de espesor usando funciones de cedencia en el paquete ABAQUS [70].

Teniendo en cuenta a Paul [71] en el 2014 desarrollo una relación no lineal entre la relación de expansión de orificio y las propiedades de tracción (coeficiente de anisotropía normal, alargamiento total y tensión de tracción máxima). Este estudio confirmó que la deformación por tracción uniaxial tiene lugar en el borde del orificio durante la prueba de expansión de orificio. También investigaron varias propiedades de tracción en la HER a partir de datos experimentales obteniendo buena correlación con el esfuerzo de fluencia (Y_S),

UTS, coeficiente de anisotropía, alargamiento total pero no con el exponente de endurecimiento por deformación.

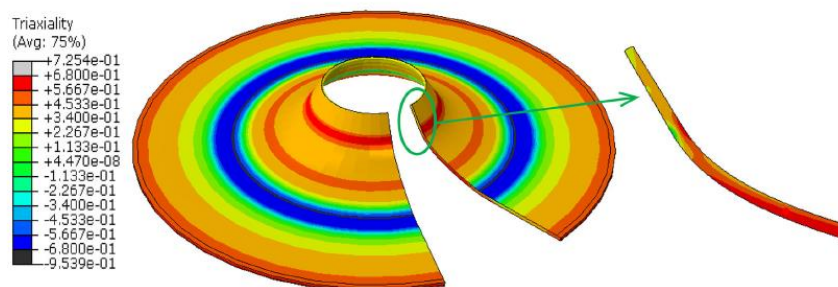


Figura 31: Simulación de elementos finitos de la expansión del pozo: distribución de la triaxialidad de la tensión en el momento de la falla (HER = 107.7%) para acero EDD [71].

Como plantea Kuwabara [72] en el 2015 en su investigación los efectos de los modelos de materiales sobre la precisión predictiva en la simulación de la prueba de expansión de orificio. Como material de prueba usaron una lámina de acero de bajo carbón recubierta de zinc. Se utilizó los modelos de endurecimiento isotrópico (IH) basados en las funciones de cedencia de von Mises, la cuadrática de Hill y Yld2000-2d, además del endurecimiento diferencial (DH) basado en la función de cedencia Yld2000-2d. el modelo DH proporciona la descripción más precisa de la deformación biaxial del material de pruebas. El modelo HD no pudo reproducir con precisión la tendencia de la distribución de la deformación por espesor en el borde de orificio.

Korkolis [73] en el año 2016 desarrolló la prueba de expansión de orificio utilizando elementos Shell y la función de cedencia anisotrópico no cuadrático Yld2000-2d, apropiadamente calibrada para el material de aluminio AA6022-T4. Demostró que el utilizar elementos Shell para la prueba de expansión de orificio es difícil igualar los resultados a los datos experimentales obtenidos. La simulación produjo la longitud de onda, pero no la amplitud de la variación del espesor alrededor de la circunferencia del orificio.

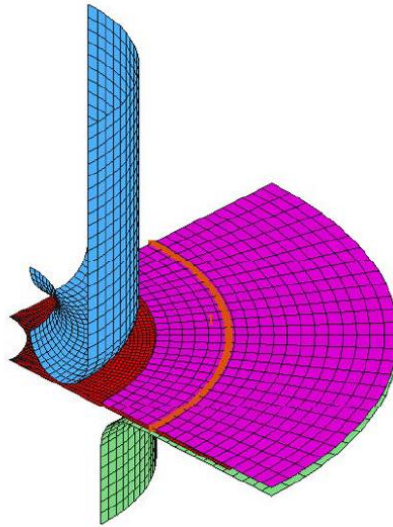


Figura 32: Modelo de elementos finitos utilizado para simular experimentos de expansión de agujeros usando DYNAFORM [73].

Mientras que Hu [74] en el año 2016 desarrolló un modelado integrado basado en elementos finitos para predecir la relación de expansión del orificio (HER) de la lámina AA6111-t4 considerando el daño inducido por la perforación alrededor del borde del orificio. El modelo de perforación de orificio muestra que no se genera rebaba en la superficie cortada para holguras inferiores al 20%. A medida que las holguras aumentan se predice que la HER será considerablemente más pequeño.

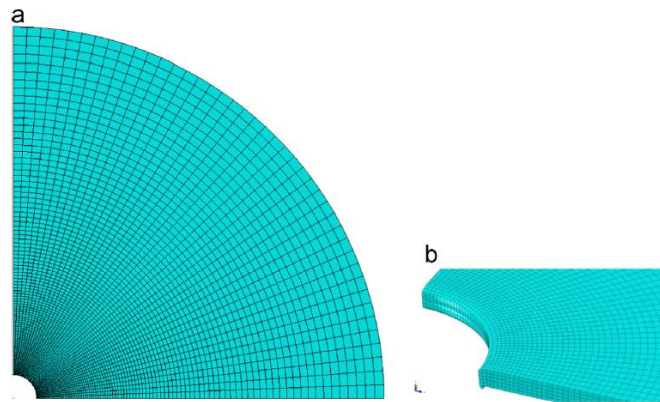


Figura 33: Malla generada en 3D en el paquete ABAQUS [74].

También Manikandan [75] en el año 2016 simuló la prueba de expansión de orificio usando el software ABAQUS/Explicit. Uso elementos de carcasa (*Shell*). Definió el punzón, y las matrices como cuerpos rígidos y un coeficiente

de fricción de 0.15. Realizaron ensayos de tracción uniaxial y FLD para caracterizar el comportamiento mecánico del material.

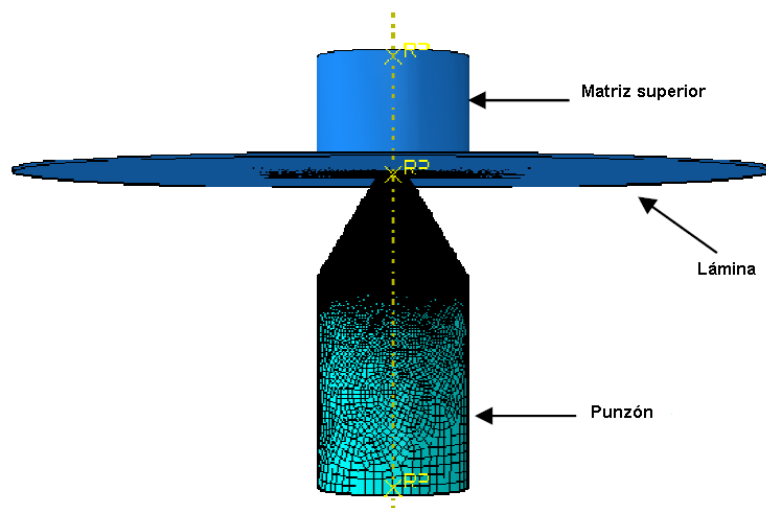


Figura 34: Prueba de expansión de orificio en ABAQUS/Explicit [75].

En tanto que Park [76] en el año 2018 investigó la relación de expansión de orificio mediante el uso de una simulación realista de doble escala basada en la microestructura y varios criterios de fractura. Las matrices y el punzón se consideraron cuerpos rígidos. Para la lámina usó el elemento de ocho nodos hexaédrico. Asumió la fricción de Coulomb entre herramientas rígidas y lámina con un valor de 0.2. En la simulación a microescala los elementos de volumen representativo se construyeron utilizando el mapa de límites de grano de los datos de EBDS. La malla de elementos finitos para la simulación a microescala se muestra en la figura 39c con un número total de nodos de 119968 y elementos de 89703. Los resultados mostraron una predicción razonable de la HER.

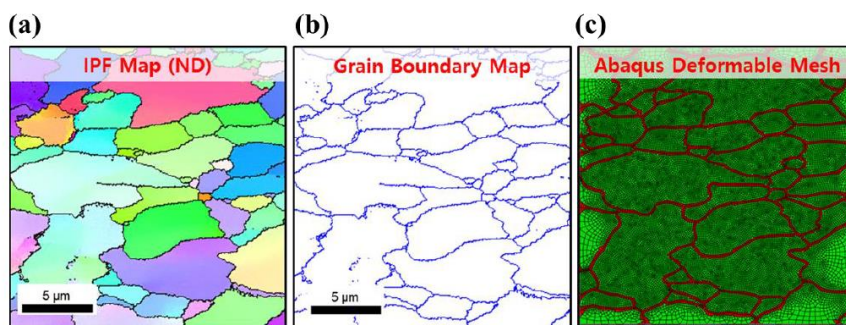


Figura 35: Imagen de microestructura utilizada para el análisis de elementos finitos. (a) mapa IPF (b) mapa de límites de grano y (c) malla generada a partir de la imagen de la microestructura [76].

No obstante, Suzuqui [77] en el 2018 investigó el comportamiento de la expansión de orificio circulares y ovalados en láminas de aceros de alta resistencia en base a simulaciones de elementos finitos utilizando las funciones de cedencia Hill48, Yld2000-2d y 6-poly en el paquete LS-DYNA. Se centró en el modelo de endurecimiento anisotrópico (AH) de 6-poly. Obtuvieron predicciones moderadas de la distribución de deformación a lo largo del borde del orificio al utilizar estos modelos de cedencia. El modelo AH de 6-poly dio el mejor resultado en el estrechamiento en el interior de la lámina, mientras que el modelo Hill48 no pudo predecir por completo el lugar de la localización de la deformación.

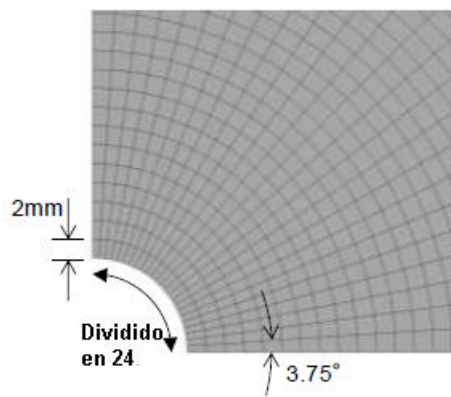


Figura 36: Modelo de malla de una muestra de orificio circular [77].

En el 2018 Da Silva [78] propuso un modelo axisimétrico en elementos finitos para realizar la prueba de expansión de orificio en aceros bifásicos (DP600 y DP800). Comparó dos metodologías de cálculo. El primer método consiste en medir el diámetro final del agujero en el instante en que se produce la fractura del material, mientras que el segundo método utiliza como criterio la caída de la carga necesaria para deformar la placa aplicada por el punzón. Encontró que la falla del material ocurría aproximadamente a 5.80 mm en el sentido del punzón.

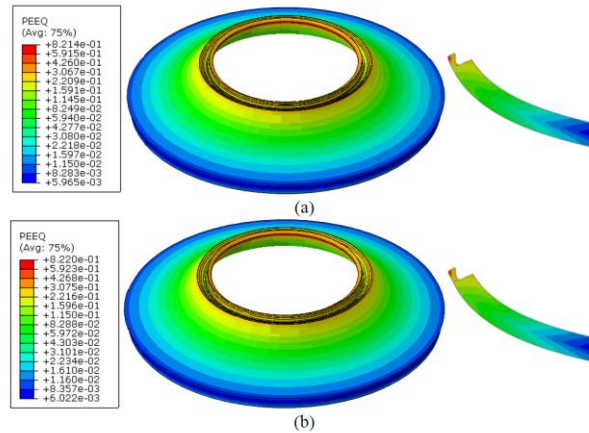


Figura 37: Deformación plástica equivalente - DP600. (a) Método 1; (b) Método 2 [78].

Por último, Barnwal [53] en el año 2020 realizó un estudio para estimar la capacidad de estiramiento de borde de dos aceros DP980 y TRIP1180 durante la HER. Las simulaciones numéricas se realizaron utilizando elementos sólidos en ABAQUS con la subrutina VUMAT definida por el usuario. Usó la función de cedencia no cuadrático para ambos aceros, más los modelos Swift que explican bien la capacidad de rebordeado incluso a altas deformaciones y se predijo el inicio de la propagación de grietas utilizando un modelo de fractura fenomenológico propuesto por Rice y Tracey.

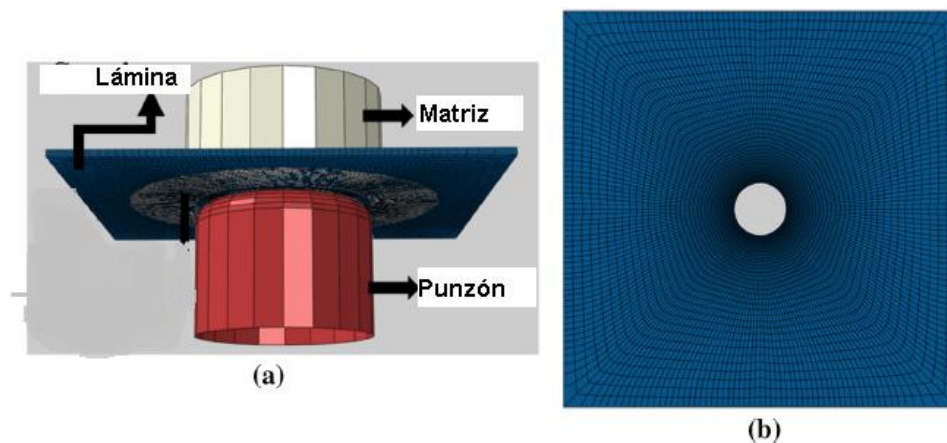


Figura 38: a) Ensamblaje de piezas en bruto y herramientas para simulaciones y b) Modelo FE de la lámina [53].

Capítulo IV

Modelación Matemática

4.1 Teoría de plasticidad

La teoría de plasticidad tiene como objetivo de partida proveer de una descripción de las relaciones esfuerzo/deformación para un material que se encuentra en estado elastoplástico y desarrollar métodos de solución para la obtención de la distribución de esfuerzos en cuerpos permanentemente deformados.

Los comienzos de la teoría de la plasticidad se dan en 1864 cuando Tresca publicó un conjunto de experimentos sobre perforación y extrusión lo cual le llevó a formular que un metal fluye plásticamente cuando el esfuerzo cortante máximo alcanza un cierto valor k (constante para cada material) [79].

Al someter un material a fuerzas externas se deforma. Este tipo de deformación depende de la carga aplicada y del material. La deformación elástica es cuando es reversible e independiente del tiempo. Es viscoelástica cuando la deformación es reversible pero dependiente del tiempo. Es plástica cuando la deformación es irreversible o permanente.

Las teorías de plasticidad se clasifican en dos grupos:

- La teoría matemática que se basan en hipótesis y suposiciones de resultados experimentales.
- La teoría física son las que requiere de un conocimiento profundo de la física de la deformación plástica a nivel microscópico [12].

Los cuatro elementos fundamentales de la deformación plástica son:

- Superficie de fluencia inicial.
- Ecuaciones constitutivas para los parámetros de endurecimiento.

- Ecuaciones constitutivas para la deformación plástica.
- Los criterios de carga y descarga [80].

Álvarez [79] enumeró brevemente las hipótesis que se plantean en las teorías de plasticidad más comunes:

- Isotropía del material (las propiedades de este no varían con la dirección).
- Incompresibilidad debido a las deformaciones plásticas (no hay cambio en el volumen como consecuencia de las deformaciones plásticas).
- Las deformaciones elásticas son pequeñas comparadas con las deformaciones plásticas.

4.2 Comportamiento del material

Para la capacidad de deformación del material se analizará los modelos de comportamiento estándar.

4.2.1 Comportamiento reológico

Existen cinco tipos de comportamiento de materiales: elástico, plástico, viscoplástico, elastoplástico (comportamiento clásico del metal trabajado en frío) y elastoviscoplástico (comportamiento clásico del metal trabajado en caliente).

4.2.1.1 Comportamiento elástico lineal

La elasticidad lineal se refiere a pequeñas deformaciones proporcionales a la fuerza aplicada. El alargamiento es proporcional a la carga y el ángulo es proporcional al par. La deformación elástica es reversible.

a) Módulo de Young

Al realizar una prueba de tensión simple en un material elástico, la relación de la deformación resultante y el esfuerzo de tensión es lineal. Cuanto mayor es el módulo de elasticidad, es más rígido el material. Este comportamiento se explica por la ley de Hooke.

$$\sigma = E \varepsilon_L \quad \text{Ec. 4.1}$$

Donde σ es el esfuerzo de tensión, E es el módulo de Young, ε_L es la deformación longitudinal.

b) Relación de Poisson

Se utiliza para caracterizar la contracción del material perpendicular a la dirección de la tensión aplicada.

$$\nu = -\frac{\varepsilon_T}{\varepsilon_L} \quad \text{Ec. 4.2}$$

Con:

$$\varepsilon_L = \frac{L - L_0}{L_0} \quad \text{Ec. 4.3}$$

$$\varepsilon_T = \frac{r - r_0}{r_0} \quad \text{Ec. 4.4}$$

Donde ε_L es la deformación longitudinal, ε_T es la deformación transversal, L_0 es la longitud original y r_0 es el radio original del cilindro.

4.2.1.2 Comportamiento plástico

Para los materiales plásticos o elastoplásticos la deformación no es reversible, cuando se elimina la carga del objeto no vuelve a su estado original.

En el caso del acero, la curva esfuerzo/deformación (figura 39) generalmente aparecerá de la siguiente manera en el caso de una carga uniaxial.

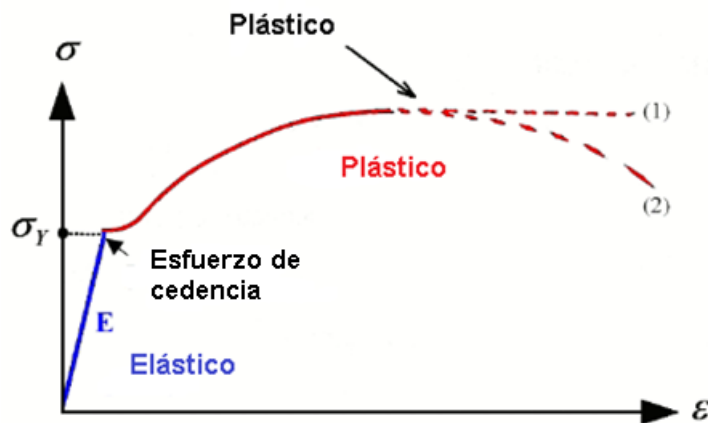


Figura 39: Curva de tensión-deformación para un acero [81].

La deformación plástica se caracteriza por una deformación permanente. Esta deformación siempre precede a la rotura del material.

Para el criterio de plasticidad se puede dividir la curva esfuerzo/deformación del acero en una parte elástica y una parte plástica. se considera σ_0 como el esfuerzo de fluencia y σ_{eq} como el esfuerzo equivalente. Se encuentra en la región elástica si $\sigma_{eq} < \sigma_0$. En el caso de $\sigma_{eq} = \sigma_0$, está en la región plástica.

a) Criterio de Tresca

Se basa en el hecho de que la deformación plástica aparece después del deslizamiento de la red cristalina provocado por el cizallamiento. El material pasa de un estado de deformación elástica a uno plástico cuando el esfuerzo cortante máximo alcanza un valor crítico (k), independientemente del estado de esfuerzo [5].

$$\tau_{max} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{3} = k \quad \text{Ec. 4.5}$$

Para encontrar el valor k se aplica el criterio para el caso de esfuerzo uniaxial, en el que el esfuerzo máximo es:

$$\sigma_1 = \sigma_{eq} \quad \text{Ec. 4.6}$$

Los otros esfuerzos principales valen:

$$\sigma_2 = \sigma_3 = 0 \quad \text{Ec. 4.7}$$

Entonces

$$\tau_{max} = \frac{\sigma_{eq}}{2} = k \quad \text{Ec. 4.8}$$

Por lo tanto, el criterio de Tresca es:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_{eq} \quad \text{Ec. 4.9}$$

b) Criterio de von Mises

Establece que la cedencia inicia cuando el valor del esfuerzo efectivo sea mayor que un valor critico dado por k^2 . Donde k es evaluada a partir de la prueba de tensión uniaxial, donde los esfuerzos principales son:

$$\sigma_1 = \sigma_{eq} \quad \text{Ec. 4.10}$$

$$\sigma_2 = \sigma_3 = 0 \quad \text{Ec. 4.11}$$

$$k' = \frac{\sigma_{eq}}{\sqrt{3}} \quad \text{Ec. 4.12}$$

Según los esfuerzos principales se expresa de la siguiente manera:

$$\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2]^{1/2} \quad \text{Ec. 4.13}$$

La figura 40 muestra la comparación entre los criterios de Tresca y von Mises en función de σ_1 y σ_2 . El criterio de Tresca es la zona amarilla formada por líneas rectas y von Mises es la elipse. Se puede visualizar dos cosas: la primera es que no existe una diferencia muy grande entre Tresca y von Mises y segunda es que el criterio de Tresca es menos preciso, más sencillo y está en el lado de la seguridad.

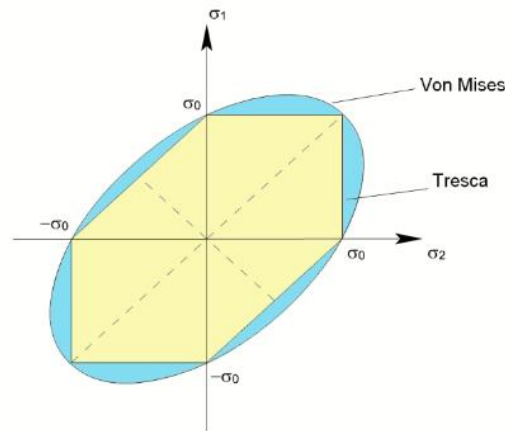


Figura 40: Los criterios de Tresca y von Mises en un plano [81].

4.3 Modelos constitutivos

Los modelos constitutivos describen la relación esfuerzo/deformación no lineal del material usado en los componentes estructurales que se examinan. Vinculan el esfuerzo con la deformación y / o la velocidad de deformación (*strain rate*) que describen el comportamiento de un material bajo una aplicación de

fuerzas o cargas. Estas ecuaciones varían para diferentes materiales. Incluso pueden diferenciarse para el mismo material en diferentes regímenes de deformación [80]. También están relacionados con los parámetros de los materiales y estos deben determinarse [82]. Las relaciones constitutivas básicas se muestran en las siguientes ecuaciones [83].

$$\sigma = E\varepsilon \text{ en la región elástica} \quad \text{Ec. 4.14}$$

$$\sigma = k\varepsilon^n \text{ en la región plástica} \quad \text{Ec. 4.15}$$

Donde σ es el esfuerzo, E es el módulo elástico, ε es la deformación, k es el coeficiente de resistencia y n es el coeficiente de endurecimiento por deformación.

El comportamiento de esfuerzo de un material está influenciado por factores como la velocidad de deformación, el grado de deformación, la estructura metalúrgica y la temperatura. El efecto combinado de estos factores sobre el esfuerzo es bastante complejo. Por esta razón, aparece la necesidad de un modelo constitutivo que cuantifique los efectos de estos factores sobre el esfuerzo de flujo del material de trabajo.

Este modelo debe ser computacionalmente eficaz para que pueda ejecutar en códigos de computadora a gran escala. Se han propuesto y utilizado muchas ecuaciones constitutivas en el pasado, pero varían en complejidad y adaptabilidad a esquemas computacionales numéricos [84]. Algunos de estos modelos representan solo la variación del esfuerzo de fluencia con cambios en la velocidad de deformación, por el contrario, otros muestran los efectos de endurecimiento por deformación y tasa de deformación sin los efectos de ablandamiento causados por la temperatura [12].

4.4 Ensayo de tensión uniaxial

En el ensayo de tensión uniaxial se usa una probeta con dimensiones estándar de acuerdo con las especificaciones de la Norma ASTM E 8M-04 como

referencia. Este ensayo permite determinar las propiedades mecánicas elasto-plásticas de un material, como límite de cedencia, resistencia última a la tensión, coeficiente de endurecimiento y exponente de endurecimiento. Las probetas pueden ser sólidas y redondas, planas o tubulares, con una longitud calibrada l_0 y un área transversal inicial A_0 (figura 41). A partir de los resultados del ensayo se puede construir un diagrama carga - desplazamiento o un diagrama esfuerzo-deformación unitaria [85].

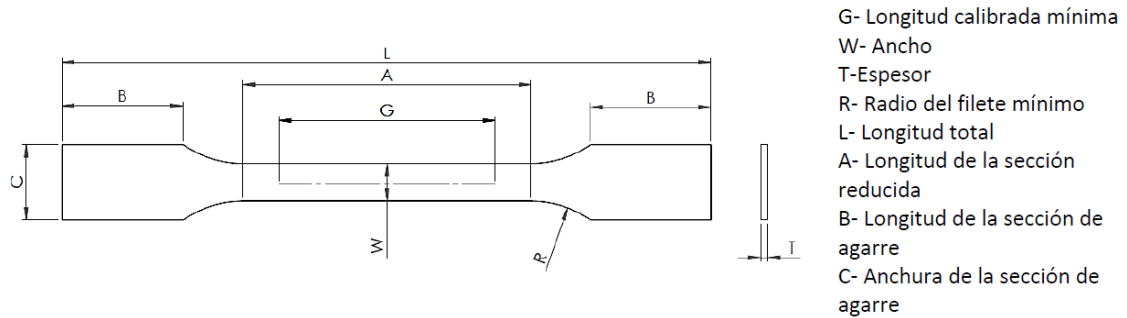


Figura 41: Geometría de una probeta plana conforme norma ASTM E 8M-04 [86].

4.5 Diagrama esfuerzo-deformación ingenieril

Este diagrama se obtiene a partir de los resultados de carga desplazamiento del ensayo de tensión uniaxial. Para el cálculo del esfuerzo se utiliza la siguiente ecuación [85]:

$$\sigma_e = \frac{P}{A_0} \quad \text{Ec. 4.16}$$

Donde σ_e es el esfuerzo de ingeniería, A_0 es el área transversal inicial y P es la carga aplicada. Para el cálculo de la deformación se usa la siguiente ecuación:

$$e = \frac{l - l_0}{l_0} \quad \text{Ec. 4.17}$$

Donde e es la deformación ingenieril, l es la longitud instantánea durante el ensayo y l_0 es la longitud inicial.

4.6 Curva esfuerzo-deformación real o verdadero

La curva esfuerzo-deformación ingenieril no es adecuada para el análisis de los procesos de formado de metal debido a que utiliza la sección inicial de la probeta para calcular el esfuerzo, lo cual para deformaciones pequeñas es aceptable. Para grandes deformaciones esta consideración no es válida ya que el área transversal disminuye durante el ensayo de tensión, haciendo que el esfuerzo verdadero sea mayor. Para el cálculo del esfuerzo real o verdadero se usa la siguiente ecuación [85]:

$$\sigma = \frac{P}{A} \quad \text{Ec. 4.18}$$

Donde σ es el esfuerzo verdadero o real, A es el área instantánea durante el ensayo.

Cuando el esfuerzo aplicado supera el límite de cedencia existe una diferencia significativa entre la deformación real y la ingenieril. La deformación real, ε , se puede calcular con la siguiente ecuación:

$$\varepsilon = \ln \frac{l}{l_0} \quad \text{Ec. 4.19}$$

Utilizando el principio de conservación de volumen se puede obtener la curva esfuerzo deformación real a partir de la curva ingenieril. De las ecuaciones 4.17 y 4.19 se puede calcular la deformación real de la siguiente manera:

$$\varepsilon = \ln(e + 1) \quad \text{Ec. 4.20}$$

De igual manera se puede calcular el esfuerzo real a partir del esfuerzo ingenieril con la siguiente ecuación:

$$\sigma = \sigma_e(e + 1) \quad \text{Ec. 4.21}$$

4.7 Endurecimiento por deformación

Los efectos de la deformación plástica en el material se muestran en el fenómeno de endurecimiento por deformación. Los cristales que conforman un material se deforman por deslizamientos que ocurren entre planos y direcciones

compactas. Mientras la deformación se incrementa, los cristales pueden moverse en varios sistemas de deslizamiento. A medida que la deformación se incrementa se requiere un esfuerzo mayor para mover las dislocaciones sobre un mismo plano. Este esfuerzo es mayor a causa del incremento del esfuerzo de cedencia durante la deformación plástica.

Cuando se grafica la curva esfuerzo deformación real logarítmica-logarítmica, se encuentra que la curva es aproximadamente una línea recta. La pendiente de la curva es igual al exponente n . El esfuerzo real para una deformación unitaria es K , y su valor se obtiene proyectando una línea desde el valor de deformación real igual a 1 hasta cruzar con la gráfica de esfuerzo-deformación verdadera log-log.

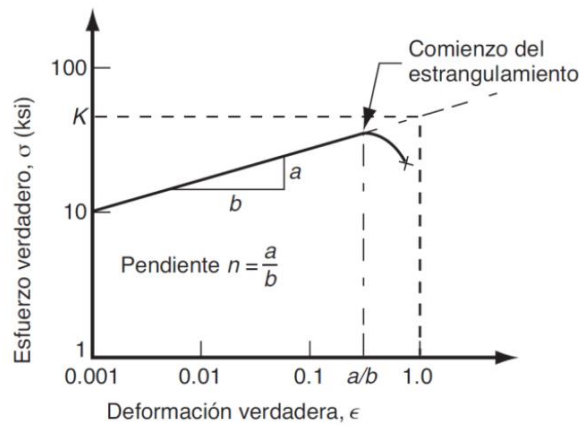


Figura 42: Curva esfuerzo-deformación real graficada en escala log-log [85].

Para la caracterización del material se usó la ley de Hansel-Spittel que depende de la temperatura, los fenómenos de endurecimiento por deformación y la velocidad de deformación del material como se ve en la siguiente ecuación:

$$\sigma_f = A_1 e^{m_1 T} T^{m_9} \epsilon^{m_2} e^{m_4/\epsilon} (1 + \epsilon)^{m_5} e^{m_7 \epsilon} \dot{\epsilon}^{m_3} \dot{\epsilon}^{m_8 T} \quad \text{Ec. 4.22}$$

Donde σ_f es el flujo de esfuerzo, ϵ es la deformación equivalente, $\dot{\epsilon}$ es la velocidad de deformación, A_1 , m_1 y m_9 definen la sensibilidad del material a la temperatura, m_5 es el término de temperatura de acoplamiento y deformación, m_8 es el término de temperatura de acoplamiento y velocidad de deformación, m_2 , m_4 y m_7 definen la sensibilidad del material a la deformación, m_3 depende de

la sensibilidad del material a la tasa de deformación, T es la temperatura dada en grados Celsius [81].

4.8 Fricción

El flujo de metal es causado por la presión transmitida desde las matrices a la pieza de trabajo que se deforma. Por lo tanto, las condiciones de fricción en la interfaz matriz / pieza de trabajo influyen en gran medida en el flujo del metal, la formación de defectos superficiales e internos, los esfuerzos que actúan sobre las matrices y los requisitos de carga y energía [87].

Hay cuatro tipos básicos de lubricación que gobiernan las condiciones de fricción en el conformado de metales. La curva de Stribeck que se muestra en la figura 43 ilustra el inicio de estos diversos tipos de lubricación en función de la combinación de viscosidad del lubricante, velocidad de deslizamiento, y presión normal.

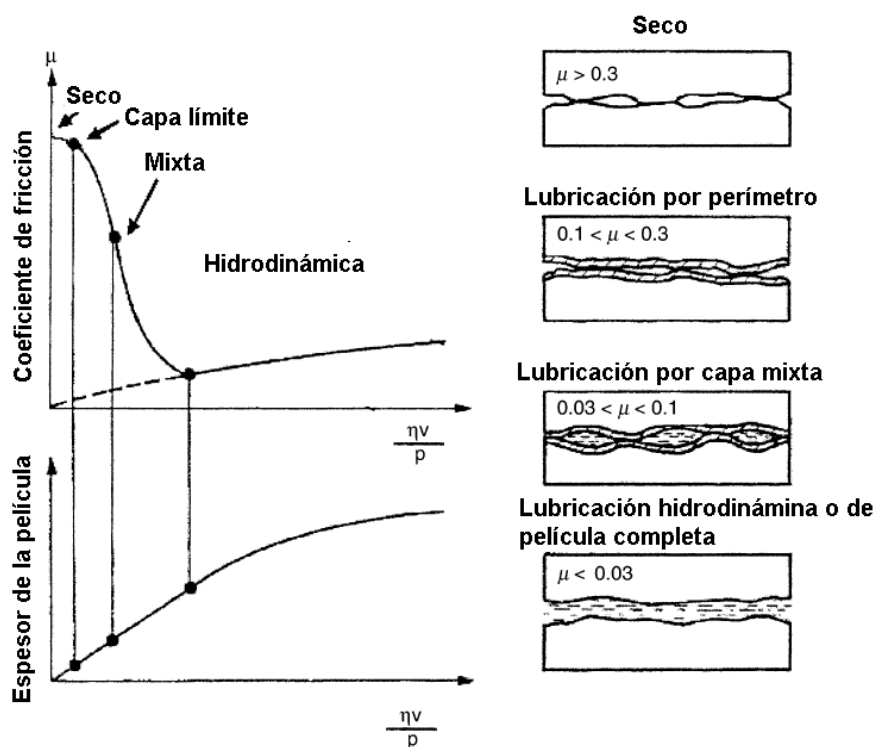


Figura 43: Curva de Stribeck que muestra el inicio de varios mecanismos de lubricación [87].

- a) En condiciones secas, no hay lubricante presente en la interfaz y solo las capas de óxido presentes en los materiales de la matriz y la pieza de trabajo pueden actuar como una capa de separación.
- b) La lubricación límite se rige por películas delgadas adsorbidas físicamente o adheridas químicamente a la superficie del metal.
- c) La lubricación de película completa existe cuando hay una capa gruesa de lubricante sólido / recubrimiento seco entre las matrices y la pieza de trabajo.
- d) Existen condiciones hidrodinámicas cuando hay una capa gruesa de lubricante líquido entre las matrices y la pieza de trabajo. En este caso, las condiciones de fricción se rigen por la viscosidad del lubricante y por la velocidad relativa entre la matriz y la pieza de trabajo.
- e) La lubricación de capas mixtas es la situación más común en el formado de metales. Debido a las altas presiones y las bajas velocidades de deslizamiento que se encuentran en la mayoría de las operaciones de formado de metales, no se pueden mantener las condiciones hidrodinámicas [87].

4.8.1 Leyes de fricción

Existen dos leyes que se utilizan para evaluar los rendimientos del lubricante bajo diversos materiales y condiciones de proceso. Ambas leyes cuantifican la fricción de la interfaz agrupando todos los fenómenos de la interfaz en un coeficiente o factor adimensional. Estas leyes son [88]:

- La ley de fricción de Coulomb describe una dependencia lineal del esfuerzo de fricción y el esfuerzo normal (figura 44). El factor proporcional es el coeficiente de fricción. La ecuación matemática es la siguiente:

$$\tau_R = \mu \sigma_N \quad \text{Ec. 4.23}$$

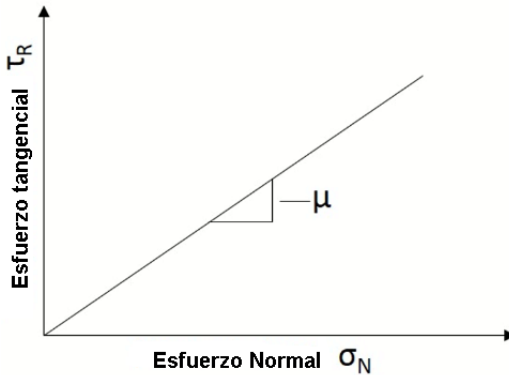


Figura 44: Representación esquemática de la ley de Coulomb [88].

El valor recomendado para el coeficiente de fricción para procesos de formado está limitado a un rango de 0 a 0.5.

- La ley de fricción de Coulomb es apropiada para calcular las condiciones de fricción en seco. Para fricción mixta, solo es conveniente de forma limitada. Los casos típicos de fricción mixta son procesos con capas intermedias inestables, como capas de incrustaciones o lubricaciones imperfectas donde todavía se produce el contacto directo. Definitivamente no es adecuado para la fricción de la capa límite o de fluido con capas intermedias estables [88].
- Ley de fricción cortante: en esta se representa el esfuerzo de fricción como el producto de la resistencia al corte k del material deformado con un factor de fricción de interfaz constante m , donde $m = 0$ describe un estado libre de fricción y $m = 1$ un contacto de adherencia (figura 45). La formulación matemática es la siguiente [88]:

$$\tau_R = m * k \quad \text{Ec. 4.24}$$

$$k = \frac{\sigma}{\sqrt{3}} \quad \text{Ec. 4.25}$$

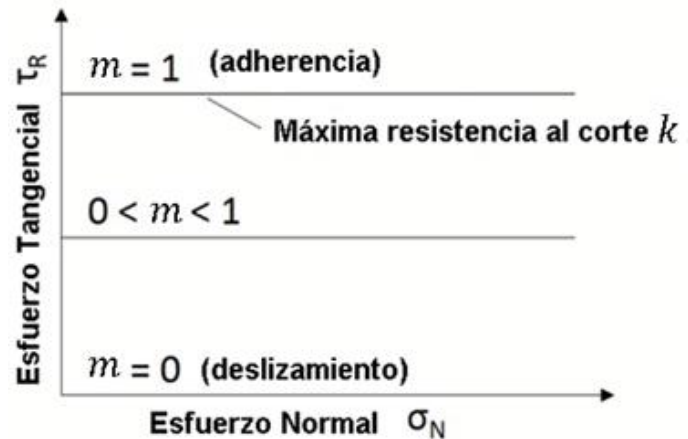


Figura 45: Representación esquemática de la ley de Corte [88].

El factor de fricción de la interfaz m se puede definir como un valor entre 0 y 1.

- Ley de fricción combinada es una mezcla de las leyes de fricción de Coulomb y de corte (figura 46). Para esfuerzos normales bajos, el cálculo de esfuerzos de fricción se realiza de acuerdo con la ley de fricción de Coulomb. La combinación de estas dos leyes de fricción asegura que la tensión de fricción se calcule con suficiente detalle para tensiones normales bajas y que no pueda superar ningún límite físico para tensiones normales altas [88].

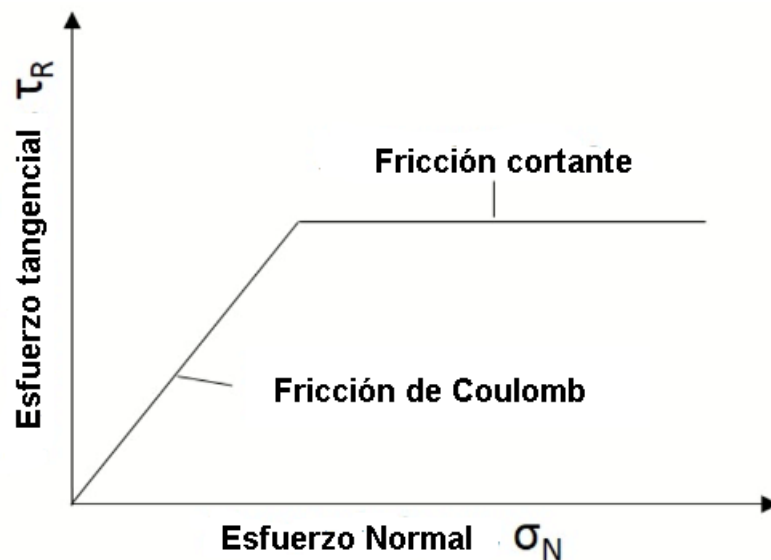


Figura 46: Representación esquemática de la ley de fricción combinada [88].

4.9 Criterio de fractura

4.9.1 Mecánica de la fractura

La fractura es un fenómeno que ha recibido atención constante desde que se empezó a usar en gran escala máquinas y estructuras cuya función es la de resistir y transmitir una carga o presión.

La mecánica de fractura es una rama de conocimiento que provee de las bases y la metodología para el diseño y evaluación de componentes agrietados a fin de determinar si la grieta es peligrosa.

Desde el punto de vista de la escala de estudio de la fractura, la mecánica de la fractura se ubica dentro de las escalas mesoscópica y macroscópica. En la figura 47 se ilustra la clasificación en escala en metros de la mecánica de fractura y ciencia de los materiales [89].

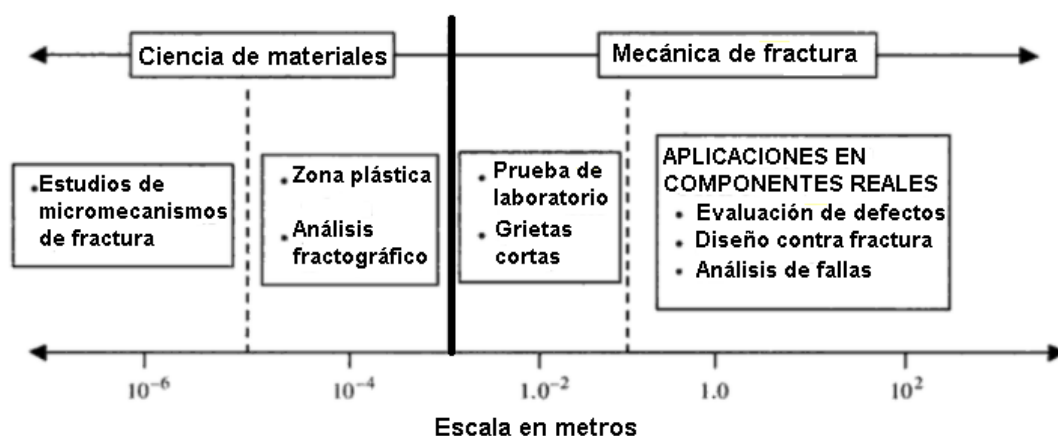


Figura 47: Escala de aplicación de la mecánica de fractura y la fractografía [89].

Como conceptos básicos se tiene que la fractura es la separación o fragmentación de un sólido bajo la acción de una carga externa. Para fracturar un material se debe incrementar progresivamente la carga hasta que un proceso de nucleación y propagación de grieta suceda. La fractura puede iniciarse a partir de una grieta preexistente en el material.

Con base en el comportamiento de los materiales, existen dos tipos de fractura, dependiendo de la cantidad de deformación plástica previa; éstos son:

- Fractura frágil: se da cuando la deformación de la mayor parte del cuerpo es elástica, con altas tasas de deformación (impactos) y cuando la ductilidad es baja (material enfriado a una temperatura muy baja) [81]
- Fractura dúctil: es la que ocurre después de una apreciable deformación plástica del cuerpo, obteniendo que los esfuerzos en una región relativamente grande del cuerpo rebasaran el esfuerzo de cedencia o límite elástico (figura 48) [89].

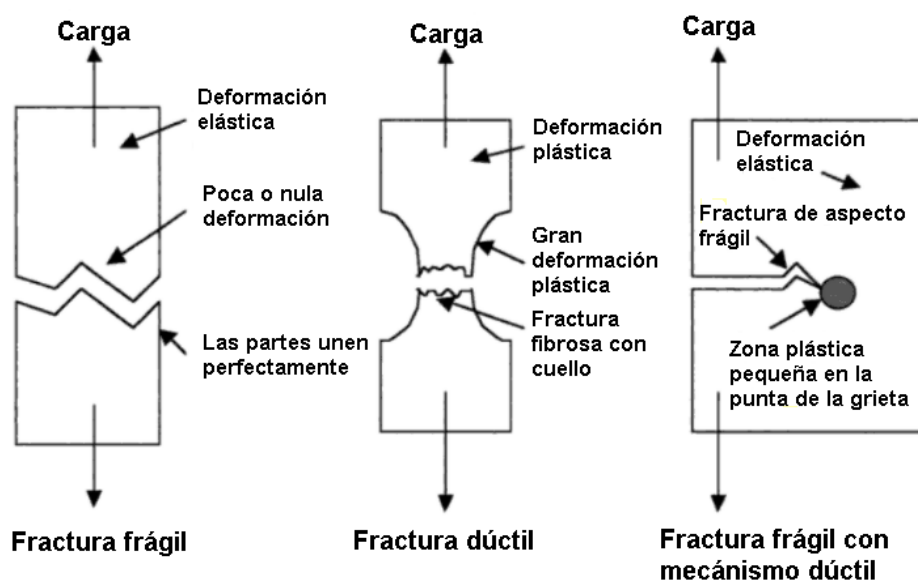


Figura 48: Clasificación de la fractura [89].

El estudio se centrará en la fractura dúctil que se genera cuando el daño acumulado a lo largo del historial de esfuerzos alcanza un valor crítico, ya que el material se deteriora gradualmente a escala microscópica debido a la deformación plástica a la que está sometido. En un fenómeno de fractura en un volumen elemental de un material sometido a una tensión simple se observa como primer punto, microfracturas que aparecen a nivel de defecto de material (etapa de nucleación). Esto ocurre en inclusiones, precipitados o límites de grano principalmente. Enseguida estas microfracturas crecerán hasta que finalmente hagan que el material se rompa (figura 49) y es el fenómeno que se trata de evitar [90].



Figura 49: Ilustración del fenómeno de daño en el caso de un esfuerzo de tensión simple en un volumen elemental representativo de un material [90].

Un proceso de formado mal gestionado puede provocar la aparición de fracturas en la pieza. No obstante, las roturas se utilizan en procesos de formado como es el caso del recorte (*trimming*), corte (*blanking*), corte trasversal (*cross-cutting*), etc, [81].

Se utilizan dos tipos de criterios de fractura para determinar si el material está dañado localmente o no: criterios que no están acoplados y criterios que si lo están. En la figura 50 se muestra la trayectoria AG que es para el criterio que no está acoplado, el cual no tiene impacto en la ley de comportamiento del material y por lo tanto no contribuye al ablandamiento cuando aumenta la deformación. Para el criterio acoplado se tiene en cuenta que el daño provocará un ablandamiento del material antes que se produzca la rotura (trayectoria AE) [90].

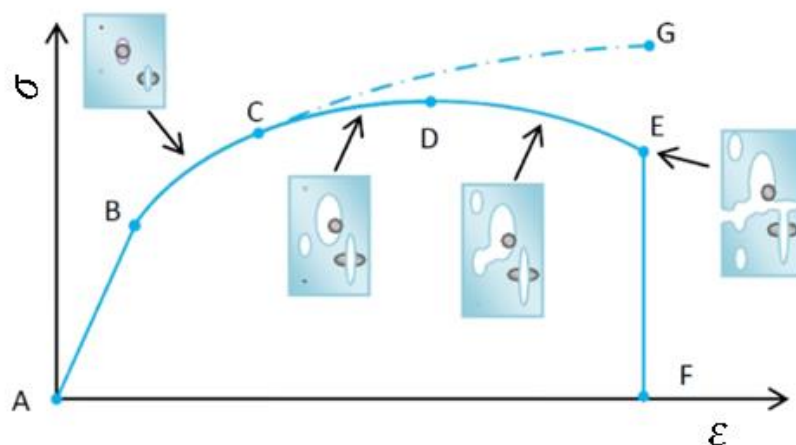


Figura 50: Efecto del daño en una curva tensión-tensión-deformación [90].

En la simulación para obtener la ruptura del material se compara un valor umbral con un criterio de rotura calculado de cada elemento. Se produce la fractura del material cuando este valor de criterio calculado supera al del umbral. Este método que consiste en eliminar el elemento en cuestión se denomina elemento eliminado (kill-element) (figura 51) [90].

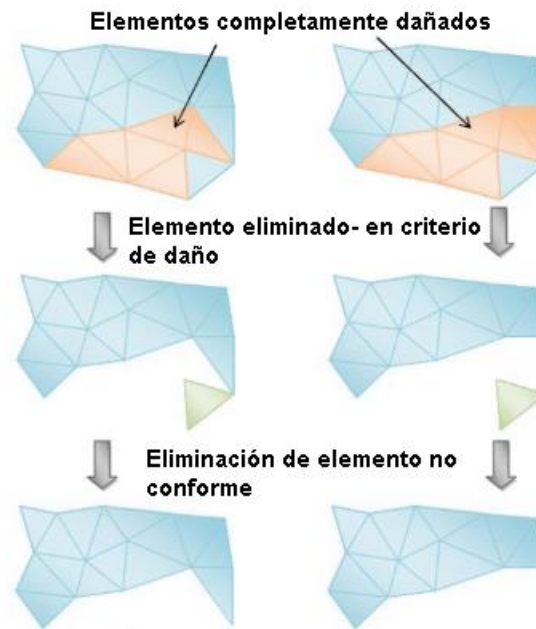


Figura 51: Principio del método del elemento eliminado [90].

En el cálculo de la deformación en el momento de la fractura, se desea que el criterio se exprese en términos de deformaciones. Mientras que la densidad del material disminuye, los huecos aumentan tamaño y número durante la deformación plástica. Finalmente, el crecimiento y la coalescencia de los huecos conduce a la fractura del material [91].

Se tiene dos implicaciones en términos de simulación de fractura:

- Fuerte dependencia de la faceta de fractura a la discretización de la pieza.
- Suprimir un elemento implica una pérdida de material que corresponde a su volumen (cuanto mayor es el elemento fracturado, mayor es la cantidad de material perdido).

Para este tipo de análisis es difícil gestionar la pérdida de volumen. El mallado más fino en la zona tiene el propósito de obtener un perfil de corte transversal lo más preciso posible y la menor cantidad de pérdida de material.

4.9.2 Modelos matemáticos para describir la fractura dúctil

Se dividen en dos clases de enfoques matemáticos para la predicción de grietas [88]:

- Modelos micromecánicos que sirven para describir el inicio y propagación de grietas. Se preocupan por la descohesión del material, la formación y crecimiento del vacío. Los modelos más populares para este propósito son de Gurson, Rousselier y Kacganov, Oyane y Lemaitre.
- Modelos macromecánicos que sirven para investigar la razón de los estados críticos de los materiales. Se concentran en los esfuerzos y deformaciones. Los modelos más populares son los de Latham & Cockcroft y Jhonson & Cook.

4.9.2.1 Criterios de fractura

A continuación, se describen los diferentes criterios de fractura [88]:

El modelo de daño de Latham & Cockcroft

El modelo de daño de Latham & Cockcroft es fácil de implementar y usar. Este modelo es un modelo estándar en las industrias de conformado a granel y no requiere ningún parámetro de material. Se puede utilizar para comparar diferentes procesos de conformado.

Las investigaciones experimentales demostraron que el valor de daño C_{CR} calculado tiene las siguientes propiedades generales:

- C_{CR} es independiente de la temperatura del material (no se puede usar para formado semi-caliente).
- C_{CR} depende de la geometría de la herramienta. (la evolución de C_{CR} solo debe ser considerada por estados de esfuerzos de tensión

predominantes. El estado de esfuerzo se expresa mediante la triaxialidad del esfuerzo $\eta = \sigma_m / \sigma_y$).

La ecuación de Latham & Cockcroft [92] se expresa de la siguiente manera:

$$C_{CR} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} (\sigma_{max}) d\bar{\epsilon} \quad \text{Ec. 4.26}$$

Donde σ_{max} es el esfuerzo principal máximo, $\bar{\epsilon}_f$ es la deformación en la fractura, y $\bar{\epsilon}$ es la deformación general. Se usa principalmente la versión modificada, el criterio normalizado de Latham & Cockcroft (nCL). El valor critico normalizado de Latham & Cockcroft se puede obtener de una prueba de tensión uniaxial, una prueba de compresión o una prueba de torsión [38].

$$C_{CR} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \left(\frac{\sigma_{max}}{\bar{\sigma}} \right) d\bar{\epsilon} \quad \text{Ec. 4.27}$$

Donde $\bar{\sigma}$ es el esfuerzo equivalente. Este criterio no tiene dimensiones.

Para una prueba de tensión uniaxial, el esfuerzo equivalente es igual al esfuerzo principal máximo. Entonces la ecuación 4.27 se reduce a:

$$C_{CR} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} d\bar{\epsilon} = \bar{\epsilon}_f \quad \text{Ec. 4.28}$$

Los criterios de Latham & Cockcroft y los Normalizados (Oh & Kobayashi) son utilizados para destacar la resistencia a la tensión y la resistencia a la fatiga (es importante para el inicio de grietas en los procesos de forjado en frío). Fueron desarrollados para predecir defectos de Chevron y, por lo tanto, están más adecuados para predecir fracturas de volumen. Cabe mencionar que el criterio de Latham y Cockcroft Normalizados es bastante interesante, al ser una razón, su rango de umbral varía poco (generalmente adquiere un C_{CR} entre 0.2 y 0.5 para deformaciones en frío). Los criterios anteriores eran empíricos, basados en mediciones experimentales [81].

Modelo de daño de Lemaitre

Modelo de daño de Lemaitre describe el fenómeno de la fractura dúctil debido a grandes deformaciones plásticas probablemente causadas en los procesos de formado. La predicción de daños es muy precisa si se utilizan parámetros bien calibrados.

Este criterio combina la descripción realista de la fractura dúctil con el registro de los parámetros del material. Cuando el daño absoluto $D = 0$ no se tiene daño, en el caso de $D = 1$ se destruye toda la superficie de la base. En procesos de formado en frío con aceros comunes, D alcanza un valor entre 0.1 y 0.3. A temperaturas más altas, como es el caso de los materiales dúctiles, este valor puede aumentar [88].

Para el daño absoluto se utilizan varios factores como el esfuerzo de von Mises, el esfuerzo normal, la deformación y los parámetros del material. La ecuación incremental para el daño absoluto es la siguiente [88]:

$$dD = \frac{f(\eta) * \bar{\sigma}^2}{2 * E * S * (1 - D)^2} * d\varepsilon^p \quad \text{Ec. 4.29}$$

Donde E es el módulo de Young, S la resistencia al daño. La resistencia al daño tiene una mayor influencia en la evolución del daño absoluto. La función de la triaxilidad se describe mediante:

$$f(\eta) = \frac{2}{3}(1 + \nu) + 3(1 - 2\nu)\eta^2 \quad \text{Ec. 4.30}$$

Mientras que la triaxilidad se define por la relación entre el esfuerzo normal medio y el esfuerzo de von Mises:

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} \quad \text{Ec. 4.31}$$

El daño dúctil (absoluto) de un material no es la razón principal por la que comienza una fisura macroscópica. Deben estar presentes circunstancias bastante desfavorables como esfuerzos de tensión. También los defectos de

material como inclusiones intermetálicas o defectos de estructura pueden iniciar la fisura. El llamado daño crítico D_c es un valor de referencia que indica la vulnerabilidad de una zona de formación para la aparición de grietas. Para D_c se usa el rango de valor inverso como para el daño absoluto. Cuando $D_c = 1$, el proceso de formación no es susceptible de agrietarse. La siguiente ecuación muestra el cálculo del daño crítico:

$$D_c = D_{1c} \frac{\sigma_U^2}{\left(\sigma \sqrt{f(\eta)}\right)^2} (1 - D)^2 \quad \text{Ec. 4.32}$$

Donde D_{1c} es el daño critico en una prueba de tensión uniaxial.

Al comparar el daño dúctil absoluto D en el material y la sensibilidad a las grietas de la zona de formación D_c se obtiene la sensibilidad real a las grietas. Una vez que se acercan ambos valores, se produce una grieta macroscópica. Esta comparación se realiza mediante el dalo relativo D_{rel} . Cuanto más alto tiende el valor hacia $D_{rel} = 1$, más probable es la aparición de grietas [88].

El daño crítico D_c disminuye después de superar el límite elástico, punto en el que se produce la deformación plástica que influye en el material. Inicialmente D_c disminuye y luego permanece hasta el final con un alto valor de deformación uniforme (de 0.35 a 0.5). Con el inicio del estrechamiento, D_c cae bruscamente debido al inicio del daño dentro de la muestra.

El daño relativo D_{rel} , que compara D y D_c , aumenta continuamente con el inicio del estrechamiento. Dado que D y D_c se acercan, D_{rel} alcanza el valor crítico de fisura $D_{rel} = 1$ al final de la prueba de tensión.

El modelo de esfuerzos efectivos, así como casi todos los modelos micromecánicos no puede existir sin parámetros de material a diferencia de los modelos macro mecánicos. Se puede observar en la figura 52 los parámetros del material para el modelo de esfuerzos efectivos.

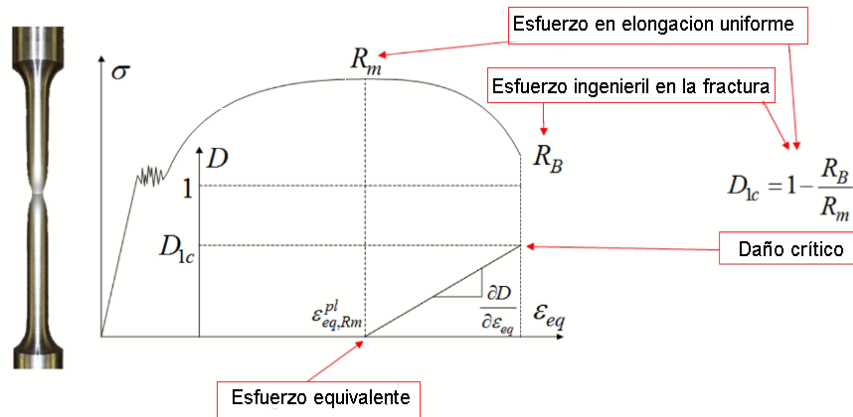


Figura 52: Parámetros del material para esfuerzos efectivos [88].

Los parámetros se pueden determinar en una prueba de tensión experimental, por identificación o estimación de parámetros. Los cuatro parámetros a determinar son [88]:

- Tensión a alargamiento uniforme R_m [MPa]: esfuerzo al final del alargamiento uniforme.
- Deformación equivalente $\varphi_{R_m}^{pl}$: la deformación correspondiente a alargamiento uniforme (deformación logarítmica con solo deformación plástica). Sirve como valor de umbral para el cálculo del daño porque el daño dúctil comienza en el estrechamiento. Se describe en la siguiente ecuación:

$$\varphi_{R_m}^{pl} = \ln(1 + \varepsilon) \quad \text{Ec. 4.33}$$

- Caso de carga uniaxial de daño crítico D_{1c} : es la resistencia general del material contra un daño bajo condiciones de esfuerzo uniaxial. En muchos materiales dúctiles hay un crecimiento lineal del daño desde el inicio del estrechamiento hasta el esfuerzo de la fisura R_B . Por consiguiente, se puede aplicar la simplificación de una relación lineal entre los esfuerzos al principio y al final de la evolución del daño. El esfuerzo R_B se utiliza como esfuerzo ingenieril. La mayoría de los aceros muestran un D_{1c} de 0.15 a 0.4. El daño crítico se muestra en la siguiente ecuación:

$$D_{1c} = 1 - \frac{R_B}{R_m} \quad \text{Ec. 4.34}$$

- Parámetro de resistencia al daño S (MPa): la resistencia del material frente a la evolución del daño dúctil. La determinación experimental es extremadamente difícil porque deben realizarse mediciones de deformación local en la zona de cuello de la muestra. Por tanto, se da una ecuación simplificada para estimar S :

$$S = \frac{R_m^2}{2E \frac{dD}{d\phi}} = \frac{R_m^2}{2E \frac{D_{1c} - 0}{\phi_B^{pl} - \phi_{R_m}^{pl}}} \quad \text{Ec. 4.35}$$

Criterio de daño de Oyane

Sobre bases más teóricas se tiene el criterio de Oyane [91], derivado de la teoría de la plasticidad para metales porosos. Este modelo también se ocupa de la formación, crecimiento y asociación de vacíos y la descohesión del material resultante. Se tiene de la siguiente forma la ecuación.

$$C_{CR} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \left(1 - C_1 \frac{\rho}{\bar{\sigma}}\right) d\bar{\epsilon} \quad \text{Ec. 4.36}$$

Donde C_1 es una constante establecida en 3 para aceros.

Criterio de daño de Jhonson & Cook

El modelo de daño de Johnson & Cook se representa comparando la deformación plástica efectiva real con la deformación plástica crítica de la fisura. es un modelo macromecánico. Es por ello por lo que se tiene en cuenta el historial de carga completo de la pieza de trabajo. Se tiene de la siguiente forma la ecuación de valor de daño del modelo Johnson-Cook [88].

$$D = \sum \frac{\Delta \epsilon^{pl}}{\epsilon^f} \quad \text{Ec. 4.37}$$

Criterios de daño contenidos en los paquetes FORGE y Simufact Forming

En la tabla 6 se describen los diferentes criterios de daño utilizados por los paquetes FORGE y Simufact Forming.

Tabla 6: Criterios de daño contenidos en FORGE y Simufact.

Paquete	Criterio de daño
FORGE	<ul style="list-style-type: none"> • Latham y Cockcroft • Latham & Cockcroft y los Normalizados • Oyane • Lemaitre
Simufact	<ul style="list-style-type: none"> • Latham y Cockcroft • Lemaitre • Oyane • Johnson-Cook • Gurson • Bonora

Capítulo V

Elemento finito

El método de elemento finito se utiliza para los análisis numéricos que se ha venido aplicando en los últimos años en una amplia gama de problemas de ingeniería. Recientemente se ha usado elementos finitos para modelar procesos de fabricación que implican procesos de formado de lámina, estos procesos deben evaluarse en términos de esfuerzos y estados de deformación en el cuerpo, incluidos los problemas de fricción [12].

5.1 Formulación matemática

Huebner [93] en el año 2001 identificó cuatro aproximaciones para formular el método de elementos finitos:

- Método directo
- Método variacional
- Método de residuos ponderados
- Método del balance de energías

5.1.1 Método directo

Al inicio de la década de los años cincuenta se desarrolló el método del elemento finito, a partir del método directo asociado al cálculo estructural, el cual fue usado para la solución de problemas estructurales relacionados con la industria aeronáutica.

Estas relaciones entre los desplazamientos y las fuerzas que los ocasionan se expresaron mediante un conjunto de ecuaciones, obteniendo así el origen de la matriz de rigidez de cada elemento estructural [94].

Un ejemplo en los que se puede aplicar este método es el de un resorte elástico lineal, el cual respeta a la Ley de Hooke; es decir una fuerza F está aplicada en el extremo libre del resorte y produce un desplazamiento δ , entonces existirá una relación esfuerzo-desplazamiento, la cual es lineal y está dada por:

$$F = k\delta \quad \text{Ec. 5.1}$$

Donde k es la rigidez del resorte.

En la figura 53 se observa que el resorte está fijo en el extremo izquierdo y solo puede tener un desplazamiento en la dirección F .

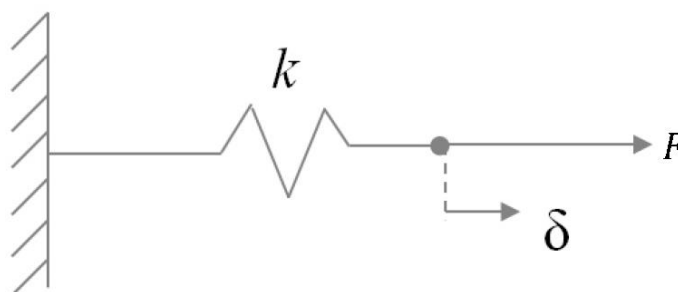


Figura 53: Resorte lineal con un sistema fijo y una fuerza aplicada en su extremo libre [5].

Otro ejemplo es el que se muestra en la figura 54, donde se presenta un resorte elástico lineal, de extremos i y j , el cual forma parte de un sistema de resortes en equilibrio. Debido a la acción de los resortes adyacentes, actuarán las fuerzas F_1 y F_2 en los extremos de los resortes, siendo δ_1 y δ_2 los desplazamientos correspondientes. Los extremos i y j son los nodos del elemento resorte y los desplazamientos en cada nodo se denominan grados de libertad.

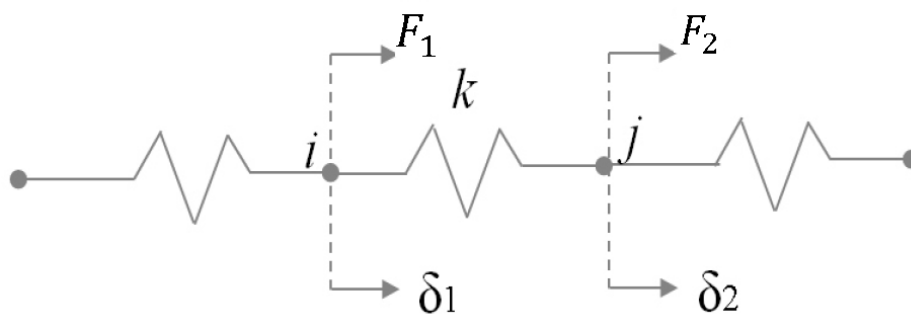


Figura 54: Resorte lineal en un sistema de resortes [5].

Para los elementos de resortes, la ley de Hooke es la relación constitutiva, la cual expresa cómo la cinética se vincula con la cinemática, es decir se relaciona la fuerza que actúa sobre un elemento con el estiramiento o acortamiento que éste experimenta y está dada por la ecuación 5.1.

Por lo tanto, se puede escribir la siguiente ecuación para el elemento que representa fuerzas colineales en el resorte:

$$F_1 + F_2 = 0 \text{ (Equilibrio)} \quad \text{Ec. 5.2}$$

$$F_1 = -F_2 \quad \text{Ec. 5.3}$$

$$F_1 = -k(\delta_2 - \delta_1) = k(\delta_1 - \delta_2) \quad \text{Ec. 5.4}$$

$$F_1 = k(\delta_1 - \delta_2) \quad \text{Ec. 5.5}$$

$$F_1 = k(\delta_2 - \delta_1) \quad \text{Ec. 5.6}$$

Haciendo un arreglo matricial queda de la siguiente manera:

$$\begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} k & -k \\ -k & k \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_1 \\ \delta_2 \end{bmatrix} \quad \text{Ec. 5.7}$$

Llegando a un sistema matricial de la forma:

$$[F] = [k][u] \quad \text{Ec. 5.8}$$

Esta matriz cuadrada, es conocida como matriz de rigidez del elemento, en este caso el resorte. $[k]$ es la matriz de rigidez para un elemento resorte típico, u es el vector de desplazamiento nodales asociados con un elemento y F es el vector de fuerza nodal del elemento.

Prácticamente, todos los parámetros empleados en esta aproximación pueden interpretarse mediante principios físicos.

5.1.2 Método variacional

Este método se encuentra relacionado con un funcional. El funcional asociado a un problema dado, se obtiene de una expresión de energía, como es el caso de un problema de valor de contornos o desde un problema de la

mecánica de los sólidos. El método variacional consiste en minimizar el valor funcional con relación a cada uno de los valores nodales de las variables del problema.

Si se considera la integral:

$$\int_0^h \frac{1}{2} \left[D \left(\frac{dy}{dx} \right)^2 - W_y^2 \right] dx = \pi \quad \text{Ec. 5.9}$$

El valor numérico de π puede obtenerse suponiendo una función específica $y = f(x)$. El cálculo variacional muestra que aquella función particular $y = g(x)$ que conduzca al valor numérico más bajo será la solución de la ecuación diferencial:

$$D \left(\frac{d^2y}{dx^2} \right) - Qy = 0 \quad \text{Ec. 5.10}$$

Con las condiciones de frontera: $y(0) = y_0$ $y(h) = y_h$

El proceso puede ser invertido. Dada una ecuación diferencial, una solución aproximada puede obtenerse con la sustitución de funciones prueba diferente en la funcional aproximada. La función prueba que da el valor mínimo de π es la solución aproximada.

Las ventajas de este método son la familiaridad de las técnicas de energías y su fácil extensión a problemas bidimensionales o tridimensionales, mientras como desventaja presenta el método de la inexistencia del funcional para cierta clase de problemas, como los relacionados con el fluido viscoelástico y la dificultad de determinarlo [94].

5.1.3 Métodos de residuos ponderados

El método de residuos ponderados está asociado a problemas de valor de contorno y consiste en reescribir la ecuación diferencial que gobierna el problema, de tal manera que el lado derecho del signo de la igualdad sea igual a cero. Así, cuando se sustituye la solución exacta no se conoce y se debe de utilizar una solución aproximada.

Si se supone que $y = h(x)$ es una solución aproximada para la ecuación 5.10, sustituyendo se obtiene:

$$Dd^2h(x)/dx^2 + Q = R(x) \neq 0 \quad \text{Ec. 5.11}$$

La sustitución de esta solución aproximada en la ecuación diferencial conduce a un error residual R , distinto de cero. Entonces $y = h(x)$ no satisface la ecuación. El método de residuo ponderado requiere que

$$\int_0^h w_i(x)R(x)dx = 0 \quad \text{Ec. 5.12}$$

Este error R es entonces multiplicado por una función de peso w_i y el producto es integrado sobre toda la región del dominio. El resultado es el error residual R , el cual debe hacerse igual a cero. Luego, para cada valor nodal, existe una función de peso w_i y un residuo R , ambos desconocidos, lo cual permite formular un conjunto de ecuaciones algebraicas globales

A pesar de que el método es una aproximación totalmente matemática, una de las ventajas de este método es que puede aplicarse a cualquier caso del cual se conozca su respectivo problema de valor de contorno como es en el caso del área de mecánica de fluidos [95].

5.2 Formulaciones explícitas e implícitas

Estos métodos son utilizados en el cálculo del incremento del tiempo. En ambos casos se discretiza el tiempo, en consecuencia, se considera la solución para un cierto número de instantes, la diferencia entre un instante en el que se busca la solución y el siguiente se denomina paso del tiempo [94].

Dependiendo del paso del tiempo característico de la física a modelar y del tamaño del sistema, se deberá hacer la elección de un solucionador explícito o implícito. Para problemas cuasi-estáticos, donde los términos causados por la aceleración son pequeños o insignificantes, se elige un solucionador implícito y su estabilidad numérica permite usar pasos de tiempo mucho mayores, mientras que, un solucionador explícito se adapta a problemas dinámicos rápidos donde

el paso de tiempo debe ser muy pequeño lo que se requiere para la formación de un material metálico [81].

5.2.1 Método explícito

El método explícito tiene como resultado una variable desconocida en la ecuación conseguida al solucionar la ecuación diferencial gobernante, esto admite la evaluación de esta en términos de cantidades conocidas [94]. El proceso de integración directa o las formas del método de Runge-Kutta son utilizados para los procedimientos explícitos.

El método de Runge-Kutta es un método muy práctico y de mayor precisión. La ecuación general del método es:

$$Y_{l+1} = Y_l + \phi(X_l, Y_l, h)h \quad \text{Ec. 5.1}$$

Donde ϕ es la función de incremento de la variable dependiente. Para los métodos de Runge-Kutta de segundo orden se aplican los métodos de Heun, el mejorado del polígono y el Ralston [96]. El método de Euler es un método de Runge-Kutta de primer orden [97]. Por otro lado, en el método directo, el incremento de tiempo se conoce como Δt , que se divide en un número determinado de intervalos y la integral se reemplaza por una ecuación sumatoria [5].

Estos métodos de resolución explícita se basan en esquemas de integración de tiempo explícito. Enumeran aceleración en el tiempo actual dependiendo de la solución: desplazamientos, velocidades y aceleraciones en el tiempo anterior.

Este tipo de método no hace una búsqueda de equilibrio y por lo tanto no hay interacciones para cada paso de tiempo. Cada desequilibrio mecánico se corrige después de un paso de un tiempo a otro (el paso de tiempo debe ser lo suficientemente corto).

La estabilidad depende directamente del paso de tiempo y este no debe exceder un valor crítico ($\Delta t_{crítico}$), vinculado a la velocidad del sonido c y un tamaño de malla Δx .

$$\Delta t_{crítico} = \frac{\Delta x}{c} \quad \text{Ec. 5.2}$$

En el caso de materiales elásticos, elastoplásticos o elastoviscopoplásticos, se tiene:

$$\Delta t_{crítico} = \frac{\Delta x}{\sqrt{E/\rho}} \quad \text{Ec. 5.3}$$

Donde E es el módulo de Young's, ρ es la densidad, $\Delta t_{crítico}$ es el tiempo necesario para que una onda de compresión atravesase el elemento finito más pequeño de la estructura.

5.2.2 Método implícito

El método implícito resuelve el equilibrio en cada paso de tiempo ($t + \Delta t$). dependiendo del procedimiento elegido, cada interacción requiere la formación y solución del sistema lineal de ecuaciones [12].

Con el método implícito se obtienen soluciones más rápidas en problemas pequeños, ya que los métodos implícitos son directamente proporcionales al cuadrado del número de los grados de libertad [5].

La presencia de no linealidades en el problema impone una exploración interactiva de la solución.

El precio de buscar el procedimiento en cada paso de tiempo depende de las no linealidades presentes en la región (contacto unilateral, ficción, comportamiento), lo que puede atribuir la realización de un número significativo de iteraciones [81].

En general, la precisión del método de elementos finitos es sensible a la calidad de la malla y su evolución. Cabe señalar también que una deformación excesiva de la malla deteriora el acondicionamiento de los sistemas a solucionar. Por lo tanto, es necesario un remallar para tratar los casos en que las deformaciones podrían deteriorar la malla [81].

5.2.3 Método implícito vs explícito

Algunos investigadores adoptan la forma implícita porque, desde el punto de vista del equilibrio es más confiable y rigurosa en cada paso. Sin embargo, la convergencia no está garantizada, mientras que la explícita tiene propiedades de convergencia más favorables [19]. En el paquete Forge se utiliza el método implícito al igual que el paquete Simufact Forming usa un método de elementos finitos basado en el solucionador implícito. La tabla 7 muestra las diferencias de los dos métodos.

Tabla 7: Diferencias entre método implícito y método explícito [12].

N°	Implícito	Explícito
1	Se puede adoptar un gran incremento de tiempo y el equilibrio se satisface rigurosamente al final del paso de tiempo.	Restringe el incremento de tiempo a un tamaño muy pequeño para mantener la fuerza de desequilibrio dentro de la tolerancia admisible.
2	En algunos casos, el análisis implícito de elementos finitos puede desarrollar problemas de convergencia asociados con cambios repentinos en las condiciones de contacto entre la pieza de trabajo y las herramientas.	El procedimiento de solución es estable incluso si el problema de contacto dependiente de la deformación se incluye en el proceso.
3	Se deben realizar varias iteraciones de equilibrio para cada paso de tiempo, y para cada iteración es necesario resolver un conjunto de ecuaciones lineales.	Requiere menos cálculos por paso de tiempo. Se pueden simular geometrías complejas con muchos elementos que sufren grandes deformaciones.
4	No son adecuados para resolver la interacción de una gran cantidad de nodos con herramientas rígidas, pero manejan el cálculo de la recuperación elástica de manera muy eficiente.	Aunque los códigos explícitos son adecuados para resolver grandes modelos de formación de láminas con un gran número de elementos deformables, el cálculo de la geometría después de la recuperación elástica puede resultar difícil.
5	Generalmente favorecido para problemas relativamente lentos con cargas estáticas o de variación lenta.	Generalmente favorecido para problemas rápidos como impacto y explosión.

5.3 Discretización

El método de elementos finitos empieza creando un modelo matemático aproximado con los parámetros discretos representando el problema físico que normalmente es habitualmente imposible de resolver por métodos matemáticos analíticos.

Un modelo matemático se discretiza dividiéndolo en una malla de elementos finitos. Entonces un campo completamente continuo está representado por una muestra de este mediante un número finito de cantidades nodales y una simple interpolación dentro de cada elemento [19]. Como se observa en la figura 55.

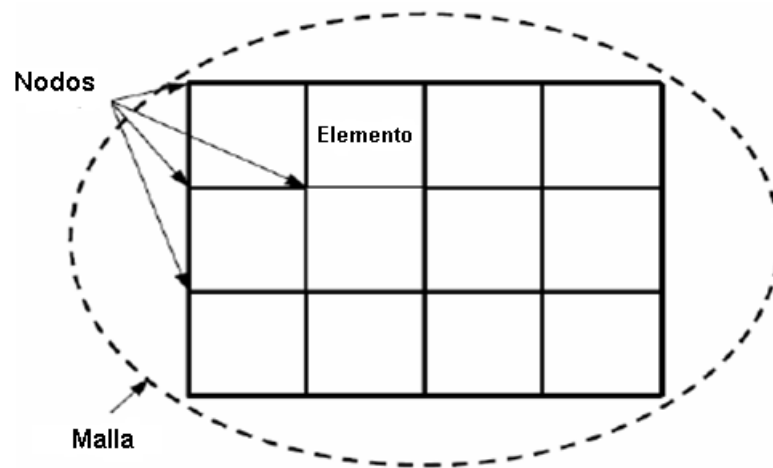


Figura 55: Relación de malla, nodo y elemento [3].

Con el adelanto computacional los problemas discretos se resuelven generalmente sin inconveniente, aun cuando el número de elementos se alto.

5.4 Elementos

Los tipos de elementos que se tiene para el mallado son [19]:

- Los sólidos cuadriláteros bidimensionales con elementos isoparamétricos de cuatro nodos con interpolación lineal. Cada nodo consta de dos grados de libertad de traslación y ningún grado de libertad de rotación. Son aplicables en deformación plana y simétricas.

- Los sólidos hexaedros tridimensionales son elementos isoparamétricos de ocho nodos con interpolación trilineal. Estos nodos constan de tres grados de libertad y ningún grado de libertad de rotación.
- Los elementos de capa cuadrilátera son elementos de capa con desplazamientos y rotaciones globales como grados de libertad.

5.5 Elementos utilizados en la simulación de formado de metales

Los tipos de elementos disponibles para la simulación de procesos de formado de metales son los elementos de membrana (*membrane*), de placa (*plate*), carcasa gruesa (*shell thick*), carcasa delgada (*Shell thin*) y continuo. Los esfuerzos y fuerzas resultantes que actúan sobre los elementos estructurales se muestran en la figura 56 [98].

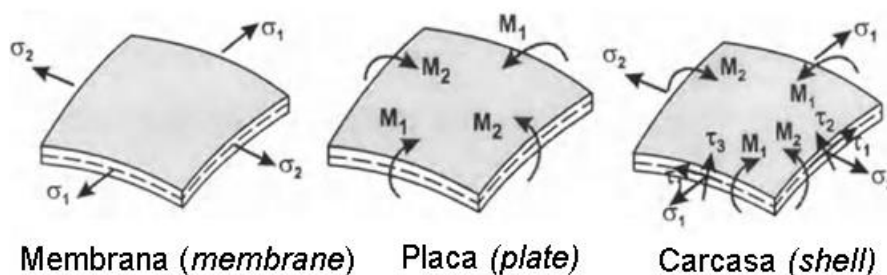


Figura 56: Esfuerzos y fuerzas resultantes que actúan sobre elementos estructurales [98].

Para procesos de formado de lámina en donde la flexión ocurre en un radio de flexión que es mayor aproximadamente a diez veces el espesor de la lámina, los elementos de membrana se pueden utilizar para el modelado, pero si predomina la deformación por embutición profunda los elementos de membrana no son apropiados para el modelado. Por otro lado, en los procesos de formación de láminas, como el hidroformado o la estampación los elementos continuos pueden ser apropiados [98].

El problema de deformación de lámina generalmente adopta uno de estos tres métodos de análisis que se muestran en la tabla 8. El paquete de FORGE y Simufact usan elementos sólidos

Tabla 8: Elementos utilizados en la simulación [12].

Elemento	Especialidad	Limitación
Membrana	Eficiencia computacional y mejor convergencia en el análisis de contacto que la capa o el elemento continuo [99]	No considera el efecto de flexión y debe tolerar la inexactitud en los problemas de flexión dominantes.
Carcasa	Puede capturar la combinación de estiramiento y flexión en oposición a los elementos de membrana. El uso del elemento de carcasa proporciona más grados de libertad para capturar la distribución precisa de la tensión, incluida la deformación dentro y fuera del plano.	Se necesita una cantidad considerable de tiempo computacional y espacio para su cálculo 3-D con integración en la dirección del espesor.
Elemento continuo	Se utilizan cuando se necesita una teoría completamente 3-D para describir el proceso de deformación. Pueden soportar esfuerzos por compresión de espesor total, mientras que los elementos de la carcasa no pueden.	Se necesitan más elementos para describir las estructuras de tipo caparazón, por lo que debe resolverse un gran sistema de ecuaciones.

5.6 Mallado

Un punto importante en la simulación de procesos de formado de lámina es el manejo de mallas de elementos severamente distorsionadas en el espacio tridimensional.

Simufact proporciona elementos cuádruples para simulaciones 2D y elementos tetraedros o hexaedros para simulaciones 3D. el paquete FORGE usa elementos tetraédricos. Los elementos hexaedros son siempre la primera opción si se requieren resultados precisos.

Existen dos enfoques posibles que se muestran en la tabla 9.

Tabla 9: Ventajas y desventajas de los elementos en el espacio tridimensional [98].

Elementos	Ventajas	Desventajas
Tetraédricos (deben ser al menos cuadráticos para un análisis elastoplástico)	Simplicidad para automatizar el proceso de mallado. Flexibilidad para refinar localmente la malla.	Creciente complejidad del manejo de los contactos. Alto número de grados de libertad resultante Poca capacidad de resistir distorsiones severas.
Hexaédricos (pueden ser lineales)	No presentan dificultades en la manipulación de los contactos. Soportan distorsiones mucho más severas. Se refinan fácilmente localmente.	Dificultad en la automatización del proceso de generación de mallas.

5.6.1 Mallado utilizado en el paquete de FORGE

El paquete FORGE usa algoritmos de triangulación de Delaunay (Esta condición dice que la circunferencia circunscrita de cada triángulo de la red no debe contener ningún vértice de otro triángulo) utilizado para conseguir triangulaciones del casco convexo en un diagrama de dispersión. Sin embargo, estos polígonos no necesitan construirse explícitamente, y generalmente se aplica el criterio de Delaunay o también llamado criterio de circunferencia vacía. En la figura 57 se ve un ejemplo de elementos que satisfacen y no satisfacen el criterio de Delaunay.

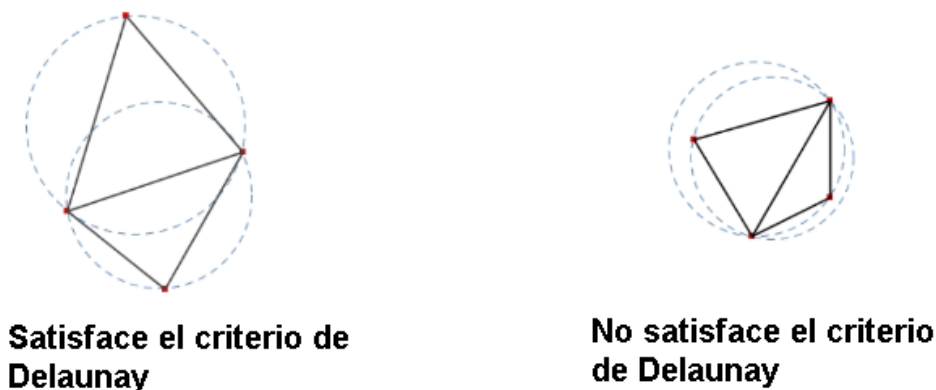


Figura 57: Elementos que satisfacen y no satisfacen el criterio de Delaunay [100].

Una propiedad interesante de esta triangulación es que maximiza los mínimos de los ángulos entre los bordes (significa que puede tener triángulos (tetraedros) lo más cerca posible del triángulo equiangular (tetraedro regular) [100].

5.6.2 Mallado utilizado en el paquete de Simufact

Para cada simulación de elemento finito (FE) se debe realizar una discretización espacial de la pieza de trabajo continua en un número finito de elementos. Los elementos representan las propiedades físicas de la pieza real en cuanto a masa, rigidez, etc. La discretización espacial también se conoce como mallado. Por lo general, el mallado se realiza mediante un programa independiente llamado mallador. Las técnicas de mallado se pueden realizar en todas las dimensiones espaciales:

A lo largo del tiempo se han creado diferentes estrategias y teorías de mallado para todo tipo de aplicaciones que se han implementado en diferentes mallados. Simufact Forming ofrece malladoras 2D y 3D, todas especializadas para diferentes aplicaciones. Para modelos 3D se tiene mallados *Hexmesh*, *Sheetmesh*, *Ringmesh* y *Tetmesh*.

Independientemente del desarrollo de diferentes estrategias de mallado, han desarrollado diferentes tipos de elementos. Los tipos de elementos no solo

describen la forma de los elementos (triángulo, cubo, etc.) para la discretización espacial sino las fórmulas para describir las propiedades físicas como masa, rigidez, etc. Estas fórmulas son necesarias para describir el comportamiento real durante la simulación. Simufact Forming ofrece tres tipos de elementos 2D (*Quad* 10 para simulaciones axisimétricas, *Quad* 11 para simulaciones planas con deformación plana y *Quad* 3 para simulaciones planas con esfuerzos planos) y cuatro tipos de elementos 3D (*hexahedral* 7, *tetrahedral* 134, *tetrahedral* 157 y *solid-shell* 185) para simulaciones de elemento finito como se muestra en la figura 58 [88].

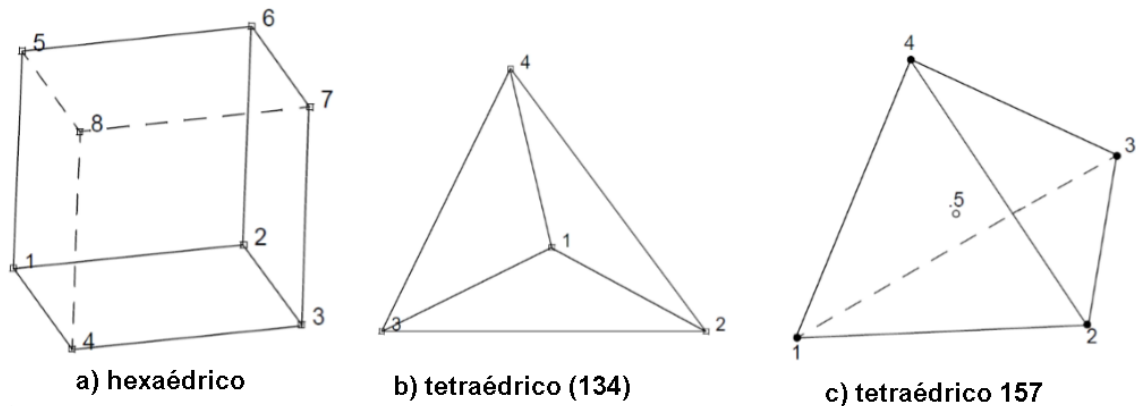


Figura 58: Elementos usados en el paquete Simufact [88].

5.7 Simulación de formado de lámina (SMF)

La expresión simulación de proceso se refiere a todos los métodos por los cuales uno o más de los parámetros de un proceso físico real o una familia de procesos es o se predice aproximadamente antes de su ocurrencia real. El objetivo de estos parámetros en el caso de procesos de formado de metales suele ser uno o más de los siguientes [98]:

- Confirmar la viabilidad del diseño del proceso para producir una pieza.
- Evaluar las propiedades del producto para el uso del servicio.
- Aumentar el conocimiento del proceso real para mejorar la secuencia de producción.

La aplicación de la simulación de procesos debe ser siempre más económica que la aplicación del proceso real. Por lo tanto, la simulación SMF ha alcanzado hoy en día un nivel que permite la estimación precisa de los parámetros de los procesos. Los programas de elementos finitos tienen pre y post procesadores flexibles que cualquier técnico puede utilizarlos, pero una aplicación exitosa aún requiere [98]:

- La presencia de un problema físico bien definido, para el cual un análisis numérico puede facilitar una solución.
- La perfecta idealización del problema físico (simplificaciones, suposiciones, detección de fenómenos físicos).
- La correcta discretización espacial del problema idealizado.
- El correcto conjunto de condiciones de contorno (fricción, transferencia de calor, máquinas, matrices).
- El uso de leyes y parámetros de materiales correctos (curva de flujo, anisotropía, falla).
- La selección de los parámetros numéricos correctos (factores de penalización, límites de convergencia, tamaños de incremento, criterio de remallado).
- El análisis económico (tiempos de cálculo razonables, tiempos de modelado razonables, requisitos de almacenamiento razonables).
- La correcta interpretación de los resultados numéricos.

5.8 Paquetes de elemento finito enfocados al formado de lámina.

A continuación, se describen en la tabla 10 algunos paquetes de softwares que están destinados al uso de formado de lámina (*sheet metal forming*). Se realizó una revisión de las características principales de cada software a partir de sus capacidades, ventajas, desventajas.

Tabla 10: Paquetes para la simulación de formado de lámina.

Paquete	Ventajas	Desventajas	Otros Procesos
FORGE	Módulo específico de formado de lámina, modelación de microestructura.	Solo cuenta con un procesador	Forja, laminación de anillos, corte, hidroformado, mecanizado, tratamiento térmico.
SIMUFACT	Elementos sólidos, acceso a multiplataformas, algoritmos y estrategias especiales de mallado para estructuras de lámina	Tiempo largo en dar resultados de geometrías grandes, no usa elementos carcasa, mallado en paquete externo.	Módulos TT, Formado a granel, laminado de anillos, laminado plano, soldadura, maquinado
ABAQUS	Multifísico, elementos sólidos, carcasa, etc. Implícito, explícito	Modelos desde cero. No utilizado por armadoras automotrices	Acústica, transferencia de calor, formado, estructural, eléctrico.
ANSYS LS-DYNA	Análisis rápidos, 200 modelos de materiales no lineales	Formado de lámina no es fuerte, mallados se hacen externamente,	Análisis dinámico, estructurales, impactos con hipervelocidad, explosiones.
ALTAIR	Usado en empresas de rama automotriz	Aprendizaje de interfaz complejo	Hidroformado, estampado en caliente
PAMP-STAMP	Cálculos rápidos, estimación de costos	Módulos adicionales de ESI tienen costo extra	Hidroformado, doblado de tubos
AUTOFORM	Cálculos rápidos, estimación de costos	Solo estampado	Hidroformado, doblado de tubos
DEFORM	formado a granel, forja	Mallados con programa externo	Procesos térmicos, microestructurales,
DYNAFORM	Proceso de compensación de recuperación elástica	No tiene proceso de forjado, mallado con programa externo	Hidroformado, doblado de tubos, tratamientos térmicos.
QFORM	Resolución exacta de problemas de formación	Solo procesos de forjado, Piezas grandes demoran en simulación	Extrusión de perfil, formado en frío, tratamientos térmicos.

Capítulo VI

Experimentación

6.1 Introducción

En el siguiente capítulo se desarrolló del modelo numérico de simulación para la prueba de expansión de orificio tanto para el paquete FORGE como para el paquete Simufact. Se realizaron la preparación de las geometrías usadas para los dos paquetes tanto para la etapa del perforado de lámina como para la etapa de expansión del orificio según la norma descrita en el capítulo III. Por último, se describieron los pasos para la simulación de las diferentes etapas de la prueba de expansión de orificio para el paquete de FORGE y Simufact.

6.2 Recolección de propiedades del material y de pruebas experimentales

En la figura 59 y 60 se muestran las curvas esfuerzo deformación ingenieril y real para los aceros HR420LA y HR440Y580T-FB a partir del ensayo de tensión uniaxial.

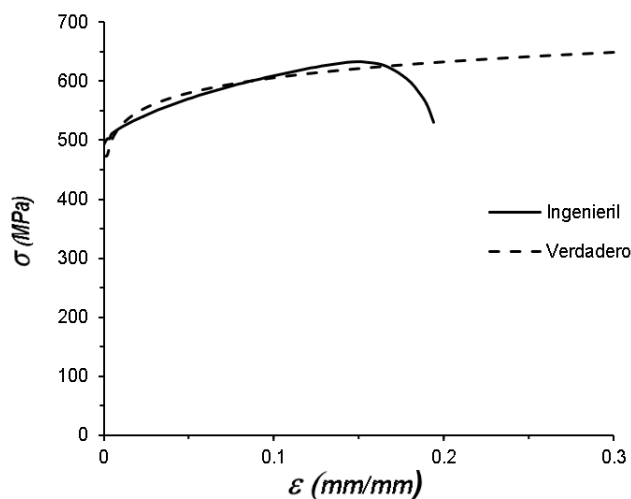


Figura 59: Curva esfuerzo-deformación ingenieril y real para el acero LA.

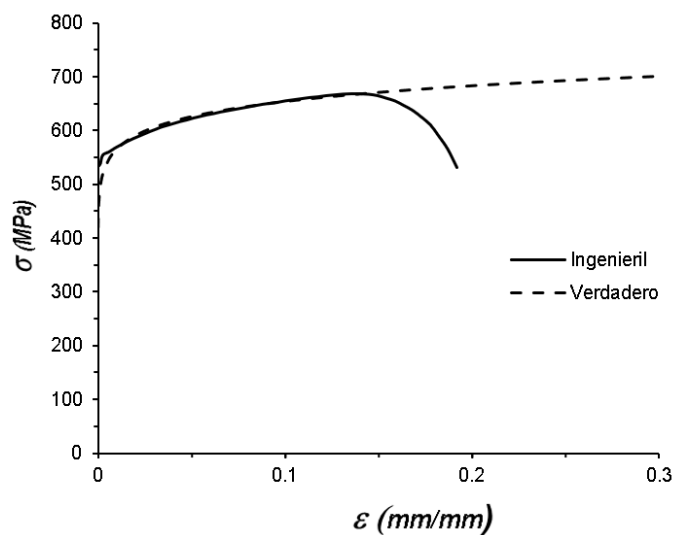


Figura 60: Curva esfuerzo-deformación ingenieril y real para el acero FB.

6.2.1 Propiedades de los materiales

En base al procedimiento desarrollado en la sección 4.7 se obtuvieron los valores del coeficiente de resistencia y el exponente de endurecimiento. Para la prueba de expansión de orificio se usó el material de acero cuyas propiedades se muestra en la tabla 11.

Tabla 11: Propiedades de los materiales utilizados.

Propiedades	Acero LA	Acero FB
Relación de Poisson	0.3	0.3
Módulo de Young (GPa)	200	200
Densidad ($\frac{Kg}{m^3}$)	7800	7800
Esfuerzo de cedencia (MPa)	491.6	531.58
Esfuerzo último a la tensión (MPa)	632.83	668.82
Deformación unitaria (%)	15.13	13.56
Coeficiente de resistencia (MPa) (k)	698.96	755.89
Exponente de endurecimiento (n)	0.0627	0.0632

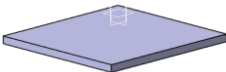
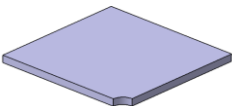
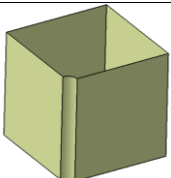
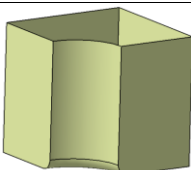
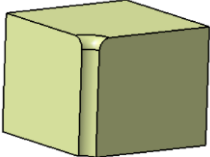
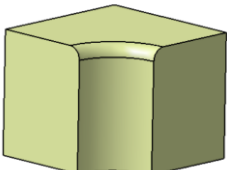
6.3 Preparación de modelo de elemento finito

6.3.1 Preparación de geometrías para el paquete FORGE

Para la preparación del diseño de geometrías se utilizó el software CATIA, en el cual se generaron las geometrías necesarias para la prueba de expansión de orificio en sus etapas de perforado y punzonado. Las matrices y punzones se generaron como superficies rígidas para disminuir el tiempo de cómputo y la lámina como un sólido. Se usó un cuarto de geometría para simplificar el modelo.

Para la norma ISO16630 se consideraron matrices con diferentes radios y diámetros de orificio como se describió en la tabla 3 y tabla 4 del capítulo III. Además de consideraron diferentes espesores de láminas como se ve en la tabla 12.

Tabla 12: Medidas características de las geometrías de la prueba de expansión de orificio.

Geometría	Perforado	Medida característica	Punzonado	Medida característica
Lámina		Espesor de 3.02 y 3.78 mm		Espesor de 3.02 y 3.78 mm
Matriz superior		Diámetro de orificio de 10.7 y 10.9 mm		Diámetro de orificio de 44 mm con radio R = 5mm
Matriz inferior		Diámetro de orificio de 10.3mm		Diámetro de orificio de 40.3mm

Punzón		Diámetro de 10mm		Diámetro de 40mm, ángulo 60°
--------	---	------------------	---	------------------------------

6.3.2 Pasos para Simulación de prueba de expansión de orificio en el paquete FORGE

Para el análisis de elemento finito se usó el paquete FORGE para la prueba de expansión de orificio en sus etapas de perforado y expansión como se muestra en la figura 61.

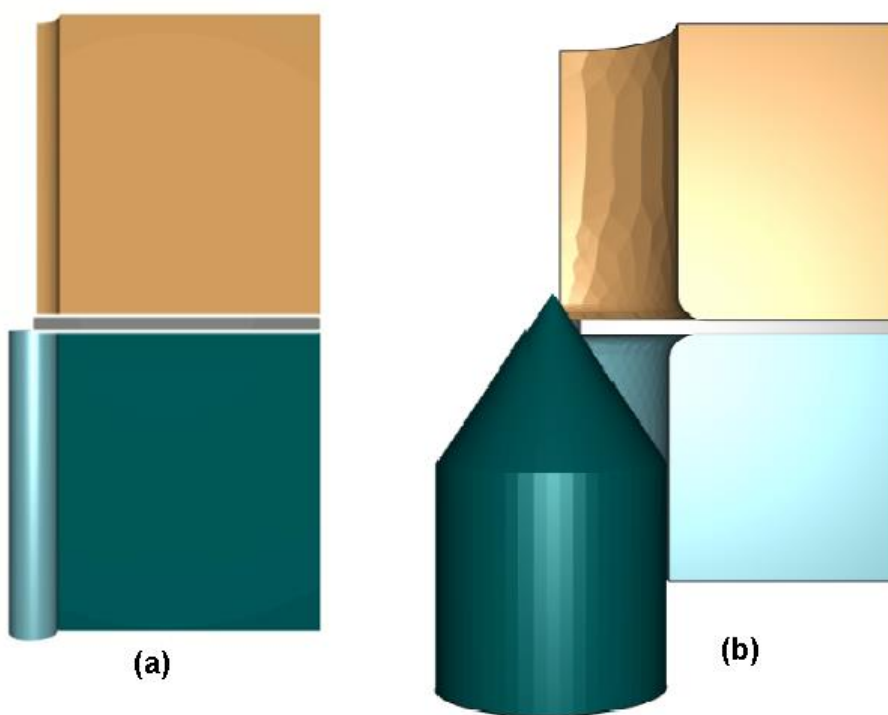


Figura 61: Geometrías de la prueba de expansión de orificio (a) Etapa de perforado, (b) Etapa de expansión

Los pasos que se realizaron fue la importación de las geometrías y sus respectivos procesos de calibración de los componentes que el software permite desarrollar.

6.3.2.1 Etapa de perforación

Lámina para corte

Para la etapa de perforación se usa el comando *Shearing 3D* (figura 62). En la opción de *billet* se carga la geometría de la lámina. Para la lámina se siguen los siguientes pasos de calibración:

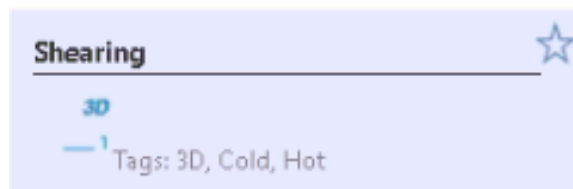
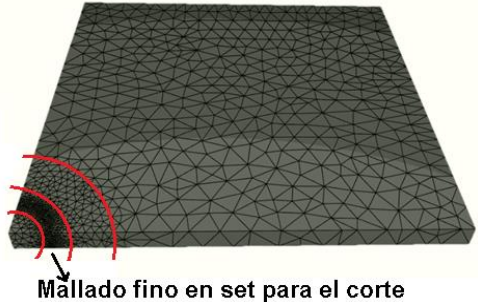
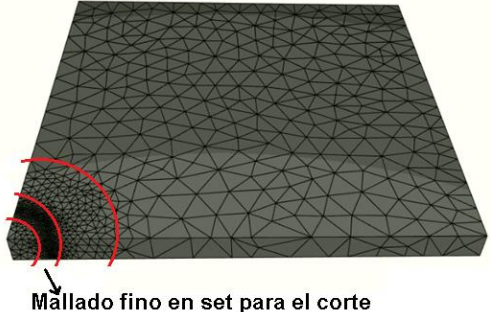


Figura 62: Comando de corte (*shearing*) [81].

a) Mallado en la zona de corte: se generó una malla fina en el área crítica de corte para obtener resultados más precisos tanto para las láminas de 3.02 mm y 3.78 mm. Con ese fin se crearon tres conjuntos de interfaces de malla superpuestas alrededor de la zona cortada como se muestra en la tabla 13. Por ejemplo, en la lámina 3.02 mm, el primer conjunto (*set*) se usó una malla de 0.8 mm para una zona de 25 mm de diámetro, el segundo con un valor de 0.3 mm para una zona de 13 mm del diámetro exterior y 7 mm del diámetro interior y el tercer *set* con un valor de 0.2 mm para una zona de 11 mm de diámetro exterior y 9 mm de diámetro interior. En el resto de la lámina se usó una malla de 2 mm.

Tabla 13: Zonas y tamaño de malla para la etapa de perforación.

Lámina 3.02mm		Lámina 3.78mm	
Zona en mm (Set)	Tamaño de elemento (mm)	Zona en mm (Set)	Tamaño de elemento (mm)
$\varnothing 25$	0.8	$\varnothing 25$	0.8
$\varnothing_{Ext} 13$ y $\varnothing_{Int} 7$	0.3	$\varnothing_{Ext} 13$ y $\varnothing_{Int} 7$	0.3
$\varnothing_{Ext} 11$ y $\varnothing_{Int} 9$	0.2	$\varnothing_{Ext} 11$ y $\varnothing_{Int} 9$	0.2
Resto de la zona	2	Resto de la zona	2.5
			
# de elementos	34478	# de elementos	35824
# de nodos	6261	# de nodos	6431

b) Criterios de remallado: el remallado de la pieza asegura la conservación de la calidad de la malla cuando sufre una gran deformación. La lámina vuelve a engranar en su globalidad. Para esto se selecciona la opción *trigger criterio* (figura 63), se marca la opción *remeshing* y que la opción *remeshing on deformation* se establezca en 2 (cuando se alcanza el valor de activación, comienza el remallado).

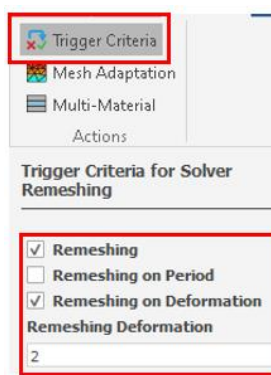


Figura 63: Opciones de remallado [81].

c) Adaptación de malla: se seleccionó el modo de remallado estándar y se estableció el factor de tamaño volumétrico en 1.1 (figura 64). Este factor influye en el tamaño de interior de la malla de la lámina y ese valor de 1.1 significa que los elementos dentro de la pieza tendrán el mismo orden de magnitud que los elementos en la superficie.

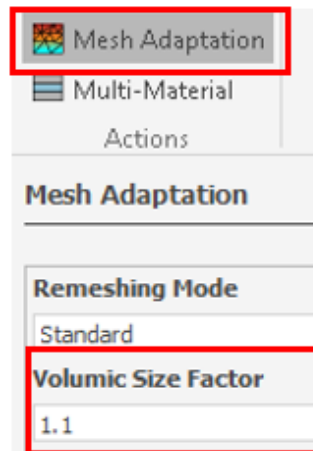


Figura 64: Adaptación de malla [81].

d) Planos simétricos: se simuló un cuarto del modelo para reducir tiempos de cómputo. Para esto se definió dos planos de simetría (figura 65).

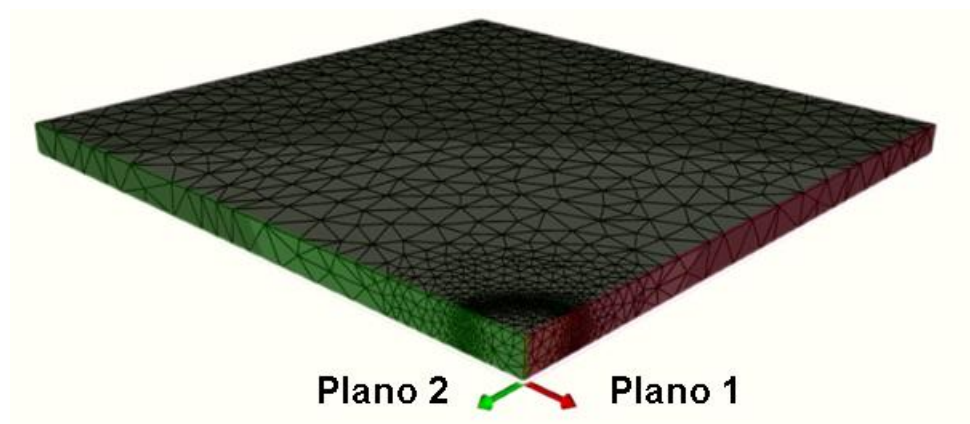


Figura 65: Planos simétricos [81].

e) Selección del material: se usó la herramienta de generación de reología en frío (figura 66) para la creación del material colocando las propiedades del material para cada acero obtenidas a partir de la prueba experimental en la tabla 10.

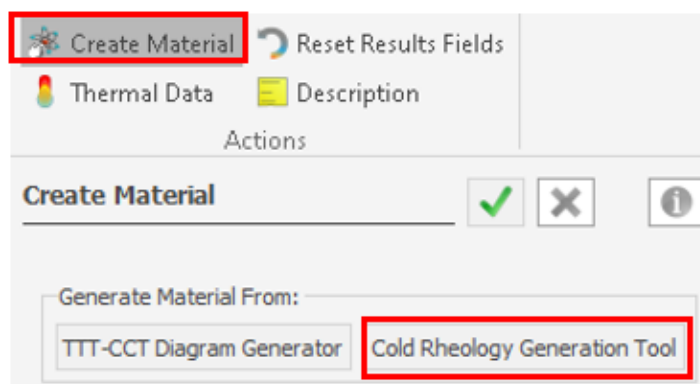


Figura 66: Creación del material [81].

f) La ecuación de flujo de esfuerzo (*flow stress*) para la deformación utilizada en el software para un material elegido, en función de la deformación, la velocidad de deformación y la temperatura se evaluó mediante la ecuación de Hansel-Spittel colocando los siguientes datos que se muestran en la tabla 14.

Tabla 14: Valores para la ecuación de Hansel-Spittel.

Hansel-Spittel	Acero LA	Acero FB
A_1	698.96	755.89
m_1	0	0
m_2	0.0627	0.0632
m_3	0	0
m_4	0	0
m_5	0	0
m_6	0	0
m_7	0	0
m_8	0	0
m_9	0	0
$eb0$	0.01	0.01

g) Definiendo la temperatura: la temperatura según la norma debe estar en el rango de 10 °C y 35 °C. Se colocó el valor de 20°C para la prueba de expansión de orificio (figura 67).



Figura 67: Definiendo la temperatura [81].

h) Detección de pliegues: para evitar la detección de los pliegues debido a su característica en la simulación, se usó la opción de *Folds detection* (figura 68).

i) Opción de daño: para la opción de daño se usó el criterio de Latham y Cockcroft normalizado. Se estableció un valor de activación de 0.4.

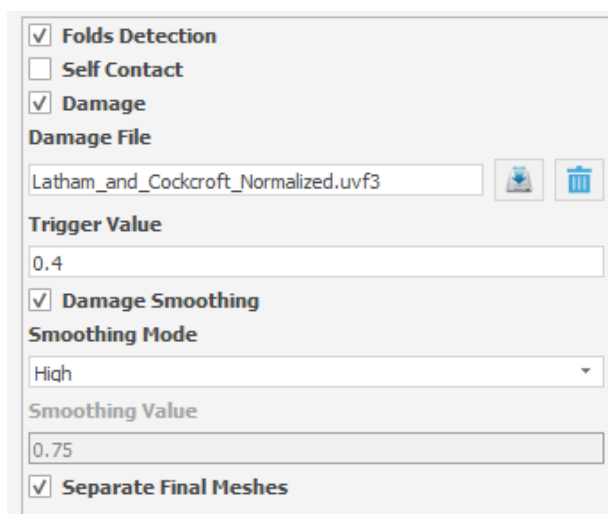
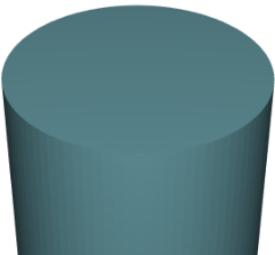
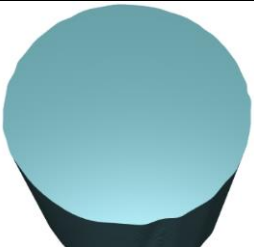
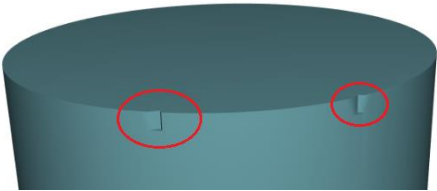
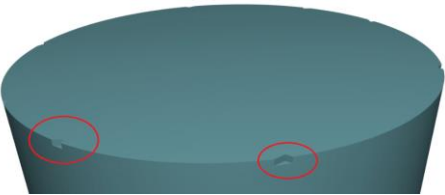


Figura 68: Detección de pliegues y opción de daño [81].

Matrices y punzón para corte


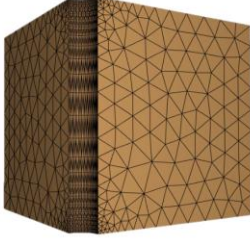
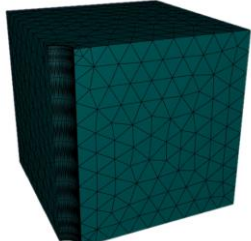
Cargar las geometrías de la matriz superior e inferior dependiendo del espesor de la lámina usada según la norma ISO16630. En el caso del punzón de corte se utilizaron punzones con diferentes geometrías como se ilustra en la tabla 15. El punzón de geometría ideal representa el punzón nuevo en la prueba experimental, el punzón con perfil desgastado fue desarrollado a partir del perfil de una fotografía del punzón desgastado, el punzón con imperfección de 0.35mm y 0.12mm fueron desarrollados a partir de los desgastes más visibles en el punzón experimental dándole estas profundidades según las medidas visuales que se observaron en las fotografías.

Tabla 15: Diferentes tipos de punzones para la etapa de corte.

Punzón	Tipo	Imagen
A	Geometría ideal	
B	Punzón perfil desgastado	
C	Punzón con imperfección de 0.35mm	
D	Punzón con imperfección de 0.12mm	

a) Mallado de las matrices y punzón: se usó un mallado fino de 6.41 mm para las matrices y de 2.65 mm para el punzón como se muestra en la tabla 16, también se colocaron como geometrías rígidas.

Tabla 16: Mallado de Matrices y punzón de corte.

Matriz superior	Matriz inferior	Punzón de corte
		

b) Contacto de las matrices y punzón: se centró la lámina con las demás geometrías haciendo que tengan contacto entre ellas (figura 69) y verificándolas con la opción de contacto (*contact distance*).

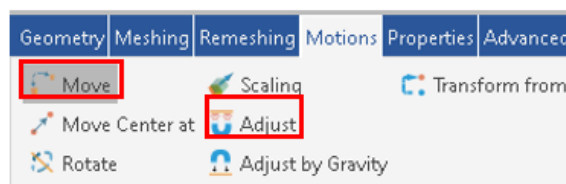


Figura 69: Contacto de las geometrías [81].

c) Definiendo la temperatura: se colocó como propiedad una temperatura de 20°C para las matrices, el punzón y lámina)

d) Definiendo la prensa: en el punzón se definió la opción de prensa hidráulica (figura 70) y se colocó el recorrido en z dependiendo del espesor de la lámina a usar (tabla 17).


 A screenshot of a settings dialog box titled 'Category'. It contains the following fields and options:

- Category:** Hydraulic-mm
- ☒ **Master Die**
- Initial Height (mm):** 3.5
- Final Height (mm):** 0
- Direction:** +Z (dropdown menu)
- Velocity >0 (mm/s):** 0.5

Figura 70: Selección de prensa [81].

Tabla 17: Recorrido y velocidad del punzón según el espesor de la lámina.

Espesor (mm)	Recorrido del punzón (mm)	Velocidad del punzón (mm/seg)
3.02	3.2	0.5
3.78	3.9	0.5

Parámetros generales

Se definieron los parámetros de la fricción (figura 71). Para la fricción se usó un valor de $\mu = 0.4$ y $m = 0.8$ dato que se obtuvo en la sección de resultados de la etapa de expansión.

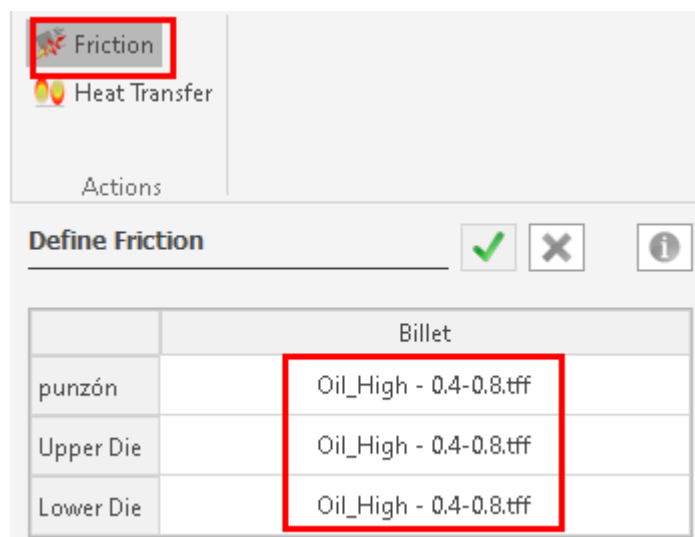


Figura 71: Definición de la fricción y transferencia de calor [81].

En la figura 72 se muestra las variables usadas para el perforado de la lámina para los dos materiales usados. Las variables usadas fueron el valor de daño y el coeficiente de fricción usados en los diferentes tipos de punzones descritos es la tabla 14.

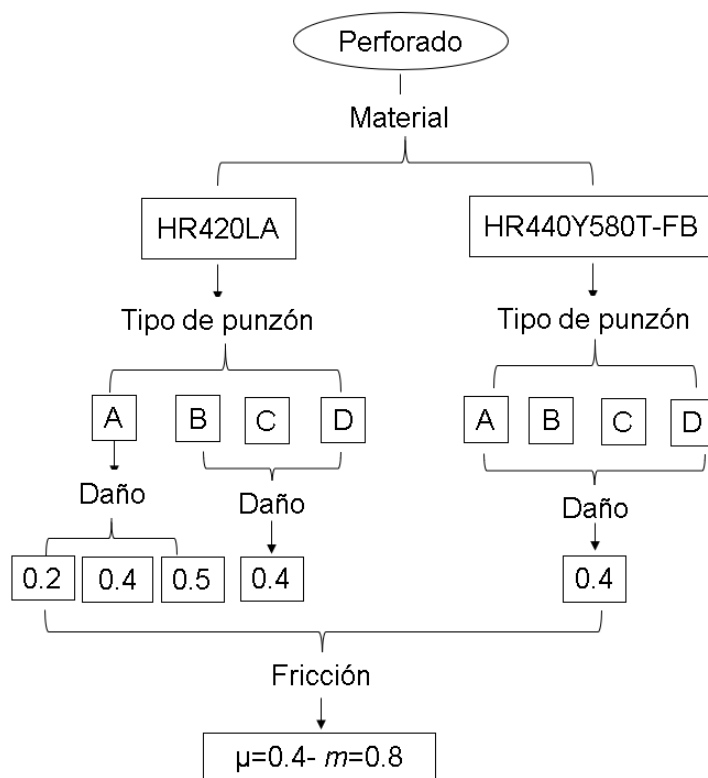


Figura 72: Variables consideradas para la etapa de perforado.

En resumen. para el modelado de la etapa de perforación se desarrollaron las siguientes simulaciones como se observa en la tabla 18.

Tabla 18: Perforado de lámina con criterio de daño de Latham y Cockcroft y coeficiente de fricción.

Perforado	Material	Tipo de punzón	Daño	Fricción
C1	Acero LA	A	0.2	0.4-0.8
C2			0.4	
C3			0.5	
C4		B	0.4	
C5		C		
C6		D		
C7	Acero FB	A		
C8		B		
C9		C		
C10		D		

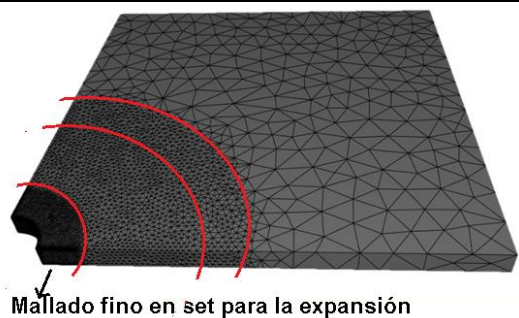
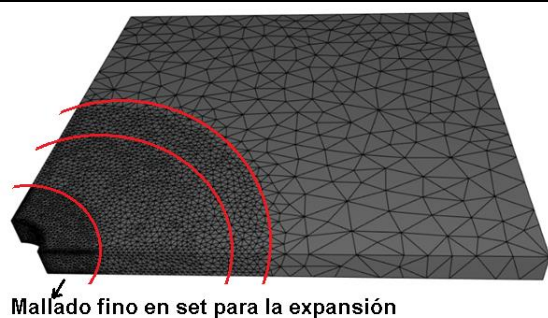
6.3.2.2 Etapa de expansión

Lámina para expansión

Para la etapa de expansión se usó el comando *Cold Forming-single stage 3D*. En la opción de *billet* se cargó la geometría de la lámina que se generó en la etapa de perforado. Para la lámina se siguen los siguientes pasos de calibración:

a) Mallado en la zona de expansión: al igual que la etapa de corte se desarrolló una malla más fina para los diferentes espesores de láminas como se muestra en la tabla 19.

Tabla 19: Zonas y tamaño de malla para la etapa de expansión.

Lámina 3.02 mm		Lámina 3.78 mm	
Zona en mm (set)	Tamaño de elemento	Zona en mm (set)	Tamaño de elemento
Ø 60	0.6	Ø 60	0.6
Ø 45	0.5	Ø 45	0.5
Ø 22	0.2	Ø 22	0.3
Resto de la zona	2.5	Resto de la zona	2.5
			
# de elementos	196402	# de elementos	146114
# de nodos	34756	# de nodos	25889

j) Criterios de remallado: para la etapa de expansión se usó los mismos criterios que se usó en la etapa de perforación.

k) Adaptación de malla: se seleccionó el modo de remallado y se establece el factor de tamaño volumétrico en 1.1.

l) Planos simétricos: se simuló un cuarto del modelo para reducir tiempos de cómputo. Para esto se definió dos planos de simetría.

m) Selección del material: se usó los materiales creados en la etapa de perforado.

n) Definiendo la temperatura: se colocó el valor de 20°C.

o) Detección de pliegues: se usó las opciones *Folds detection* y *self contact*.

Matrices y punzón para la expansión

Se cargó las geometrías de la matriz superior e inferior dependiendo del espesor de la lámina usada según la norma ISO16630.

e) Mallado de las matrices y punzón: se usó un mallado fino de 2.91 mm para la matriz inferior, 3.12 mm para la matriz superior y de 4.28 mm para el punzón, también se colocaron como geometrías rígidas.

f) Contacto de las matrices y punzón: se centró la lámina con las demás geometrías haciendo que tengan contacto entre ellas y verificándolas con la opción de contacto (*contact distance*).

g) Definiendo la temperatura: se colocó como propiedad una temperatura de 20°C para las matrices y el punzón.

h) Definiendo la prensa: en el punzón cónico se cargó la opción de prensa hidráulica y se colocó el recorrido en z dependiendo del espesor de la lámina a usar.

Parámetros generales

Para la fricción se usó un coeficiente de fricción se usaron diferentes valores como se ve en la figura 73.

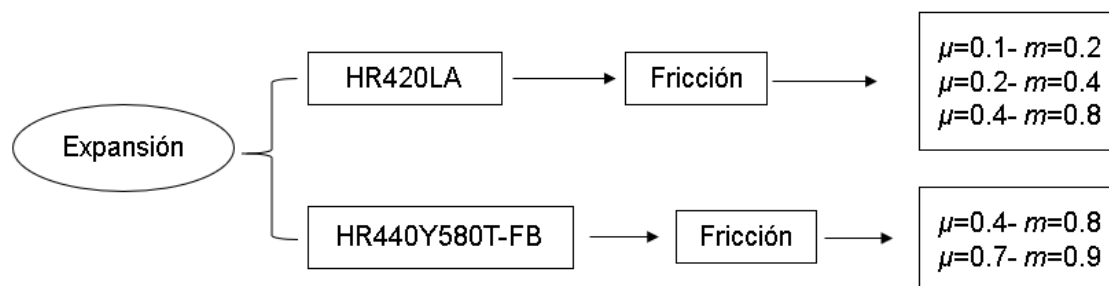


Figura 73: Coeficientes de fricción para los dos tipos de acero.

Se desarrollaron las simulaciones que se muestran en la tabla 20 con diferentes coeficientes de fricción y con los parámetros establecidos para una lámina con orificio ideal de 10mm de diámetro y una lámina con corte de desgaste tipo A mencionado en la tabla 20.

Tabla 20: Expansión de orificio con diferentes coeficientes de fricción.

Material	Tipo de orificio	Fricción	Recorrido del punzón (mm)
Acero LA	Orificio ideal	$\mu = 0.1$ y $m = 0.2$	16
Acero LA	Orificio ideal	$\mu = 0.2$ y $m = 0.4$	16
Acero LA	Orificio ideal	$\mu = 0.3$ y $m = 0.6$	16
Acero LA	Orificio ideal	$\mu = 0.4$ y $m = 0.8$	16
Acero FB	Orificio tipo A	$\mu = 0.4$ y $m = 0.8$	14
Acero FB	Orificio tipo A	$\mu = 0.7$ y $m = 0.9$	14

En la etapa de expansión se usarán los parámetros establecidos anteriormente. Se desarrollarán diferentes modelos (tabla 21), donde se usarán las láminas obtenidas en la etapa de perforación (tabla 18), así como la lámina con orificio ideal para los dos tipos de materiales. Además, se utilizarán los valores de los coeficientes de fricción obtenidas en la tabla 20.

Tabla 21: Modelos de la etapa de expansión.

Expansión	Material	Tipo de orificio	Fricción	Recorrido punzón (mm)
EF 1	Acero LA	A	$\mu = 0.4$ y $m = 0.8$	16
EF 2	Acero LA	B		15
EF 3	Acero LA	C		15
EF 4	Acero LA	D		15
EF 5	Acero LA	Ideal		28
EF 6	Acero FB	A	$\mu = 0.7$ y $m = 0.9$	13
EF 7	Acero FB	B		14
EF 8	Acero FB	C		14
EF 9	Acero FB	D		14
EF 10	Acero FB	Ideal		27

6.3.3 Preparación de geometrías para el Software Simufact

Para la preparación del diseño de geometrías se utilizó en software CATIA, se generaron geometrías sólidas para la prueba de expansión de orificio según la norma ISO 16630.

6.3.4 Pasos para Simulación de prueba de expansión de orificio en el paquete Simufact

En el paquete Simufact se desarrolló la etapa de expansión para un orificio ideal como se observa en la figura 74.

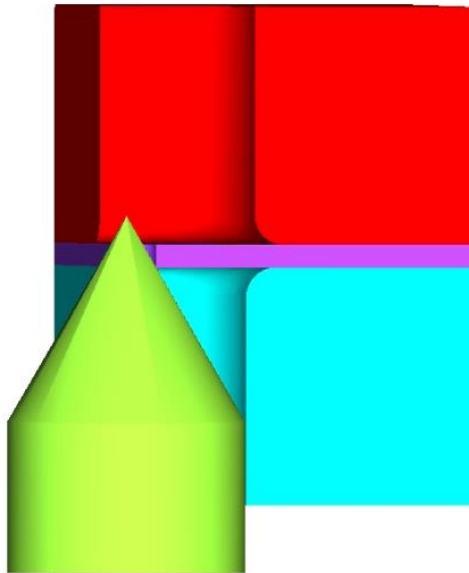


Figura 74: Etapa de expansión de orificio en el paquete Simufact.

Los pasos que se realizaron fue la importación de las geometrías y sus respectivos procesos de calibración de los componentes que el software permite desarrollar.

Se desarrolló la descripción de los pasos para la calibración de esta etapa.

6.3.4.1 Etapa de expansión

Importación de geometrías

Para este paso se importaron todas las geometrías preparadas anteriormente y se mostraron en la ventana de catálogo de objetos (figura 75).



Figura 75: Importación de geometrías [88].

Se asignaron las geometrías importadas a sus respectivas matrices, punzón cónico y lámina en el árbol de procesos (figura 76).

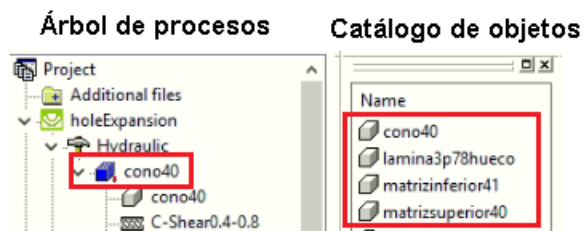


Figura 76: Asignación de geometrías [88].

Modelo del material en Simufact

Para la creación del material se exportó la curva esfuerzo-deformación real, se colocó los valores de las propiedades mecánicas de la tabla 10 y un valor de daño de Latham y Cockcroft de 0.2 y 0.5 (figura 77)

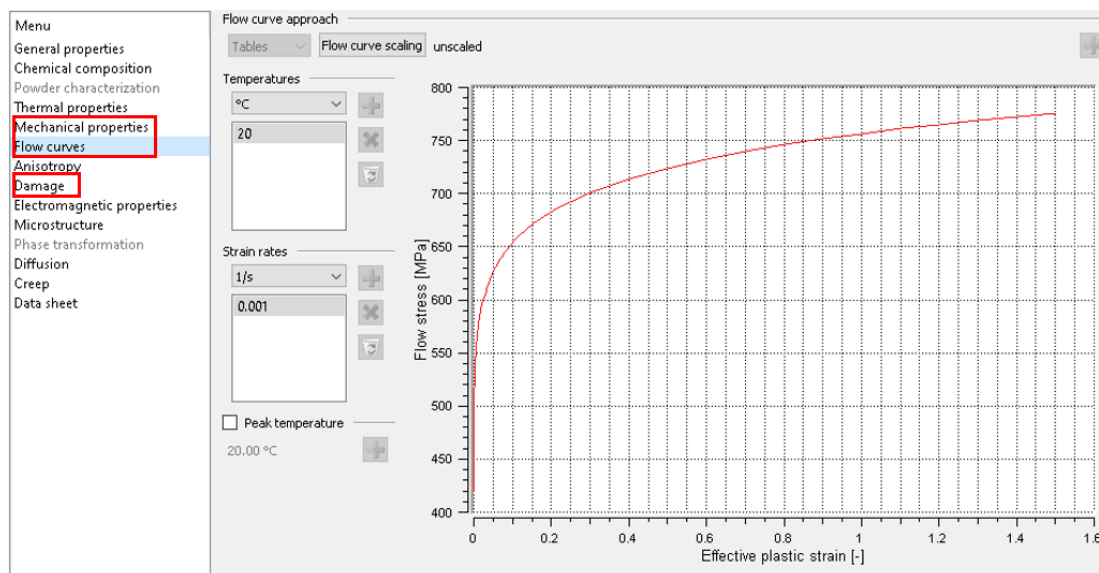


Figura 77: Creación del material [88].

Importación del material

Desde el catálogo de objetos se cargó el material creado en la sección del modelo del material en Simufact. Para asignarlo a la pieza de trabajo, se arrastró y se soltó el material creado en el árbol de procesos para asignar sus propiedades del material.

Definiendo la prensa

El siguiente paso es crear la prensa para la simulación. Para esto se insertó en el catálogo de objetos la prensa hidráulica con una velocidad constante de 0.5 mm/seg (figura 78). Para asignarlo a la pieza de punzón cónico se arrastró y se soltó en el árbol de procesos en la opción de punzón cónico.

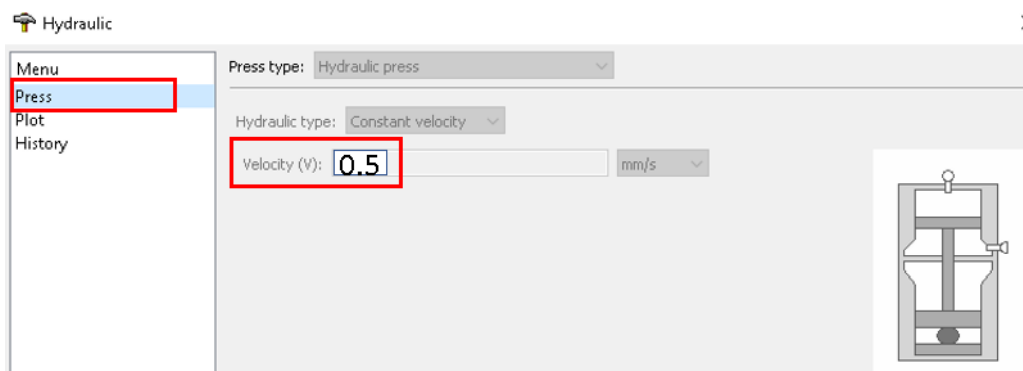


Figura 78: Prensa hidráulica [88].

Agregar objeto de fricción

Se agregaron propiedades de fricción al modelo. Se uso un coeficiente de fricción $\mu = 0.4$ y $m = 0.8$ para todas las geometrías (figura 79) para el acero LA y $\mu = 0.7$ y $m = 0.9$ para el acero FB.

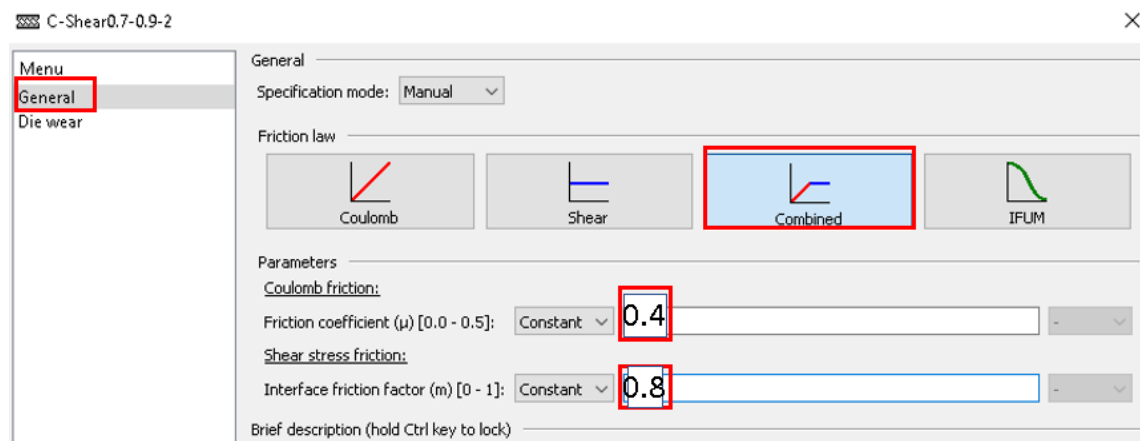


Figura 79: Fricción [88].

Configurar las temperaturas

El siguiente paso fue preparar las temperaturas de las matrices, punzón cónico y pieza de trabajo. Para esto en el catálogo de objetos se eligió a opción matriz y se le dio un valor de 20°C. Este mismo proceso se hizo con la pieza de trabajo (figura 80).

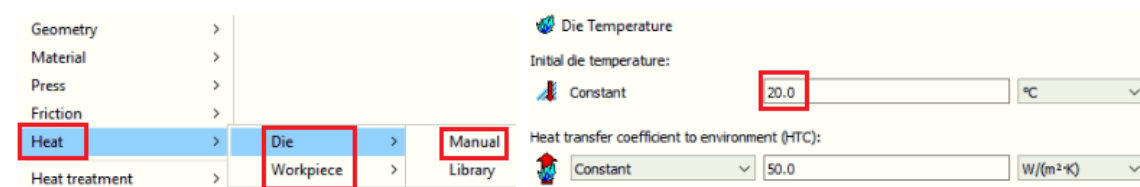


Figura 80: Configuración de temperaturas [88].

Configuración de los parámetros de control de formación

Por último, se tuvo que definir el desplazamiento del punzón cónico. Para hacerlo se abrió el control de formación haciendo clic en el control de formado en el árbol de procesos. en la opción de desplazamiento (*stroke*) se colocó un valor de 28 mm con una dirección en Z+ (figura 81).

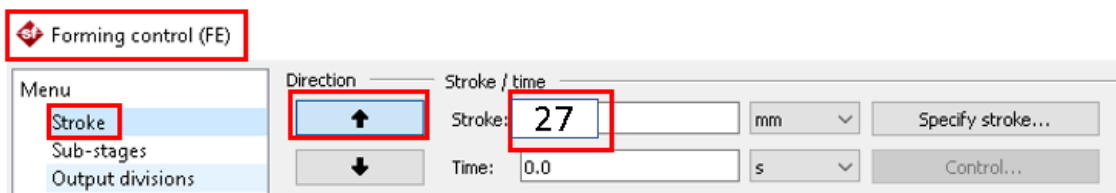


Figura 81: Desplazamiento del punzón cónico [88].

En la categoría de sub-etapas (*sub-stages*) de control de formación se marcó la opción de deformado de lámina.

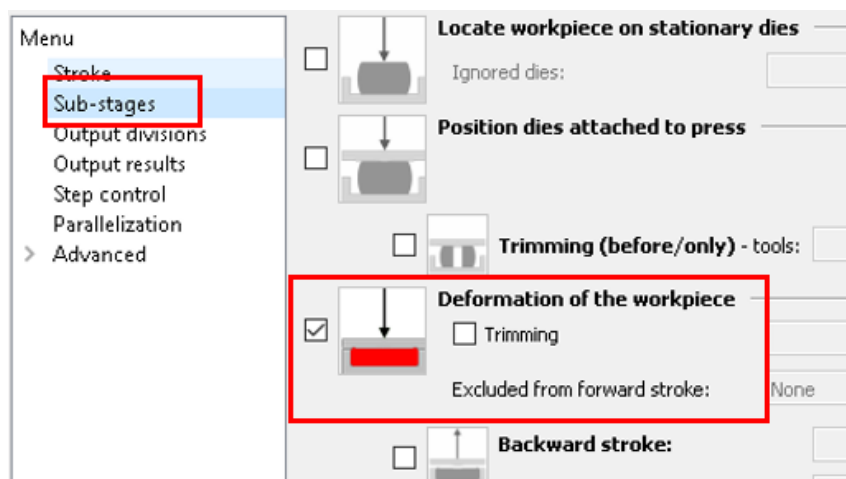


Figura 82: Sub-etapas de control de formación [88].

En la opción de resultados de salida (*output results*) se marcó la opción de daño, esfuerzo de cedencia (*yield stress*) y espesores (*thickness*).

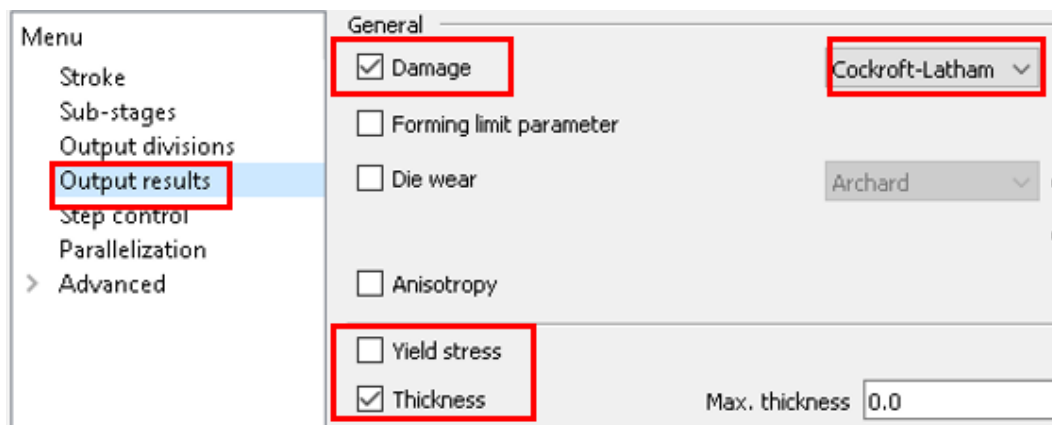


Figura 83: Asignación de resultados de salida [88].

En la opción de control de pasos (*step control*) se usó la opción manual y marcamos la opción paso fino fijo (*fixed time steps*) y se lo dejó en automático.

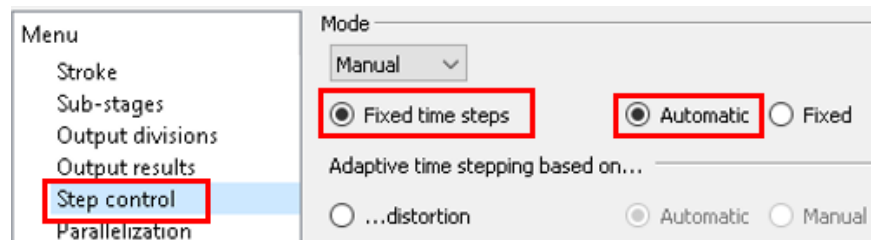


Figura 84: Control de pasos [88].

En paralelización se colocó en el número de dominio el valor de 1 y en número de cores 4.

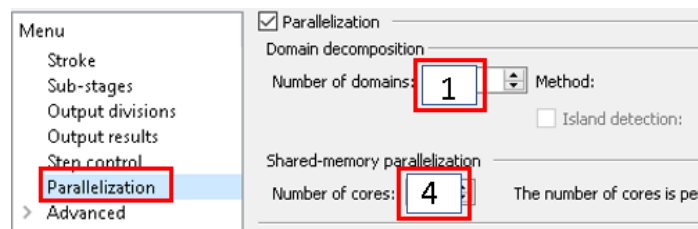


Figura 85: Paralelización [88].

En la opción de avanzado (*advanced*) se seleccionó *solver* y se marcó *multifrontal sparse*.

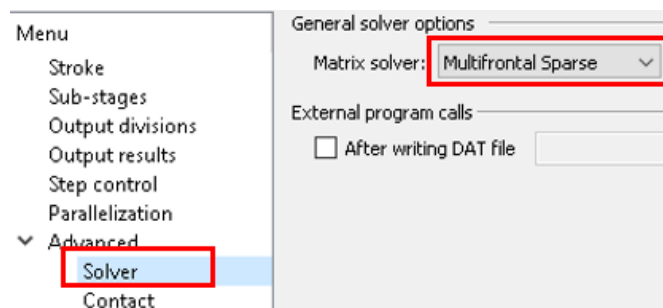


Figura 86: opciones avanzadas [88].

Preparación de malla

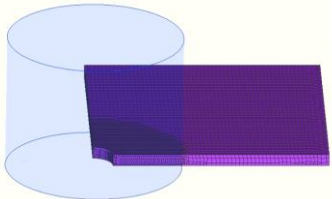
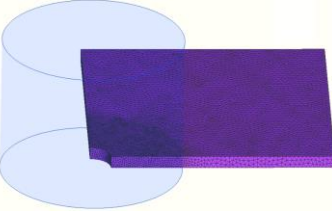
Se trabajo en dos modelos de expansión de orificio. Para esto se utilizaron dos geometrías de lámina con sus respectivos materiales como se ve en la tabla 22.

Tabla 22: Espesores de las láminas para diferentes materiales.

Material	Espesor (mm)
Acero LA	3.02
Acero FB	3.78

Mallado en la zona de expansión: se desarrolló un mallado con un elemento de malla de 1 mm en la zona donde no se necesitó ver con precisión resultados y más fino en la zona de expansión con un refinamiento de nivel 1 con diferentes elementos de malla como se muestra en la tabla 23.

Tabla 23: Zonas de malla para la etapa de expansión.

Elemento	Espesor (mm)	Número de elementos	Zona en mm	Imagen
Hexaédricos	3.02	17536	Ø 45	
	3.78	20918		
Tetraédricos	3.02	93760		
	3.78	100974		

Planos simétricos: se simuló un cuarto del modelo para reducir tiempos de cómputo. Para esto se definió dos planos de simetría (figura 87).

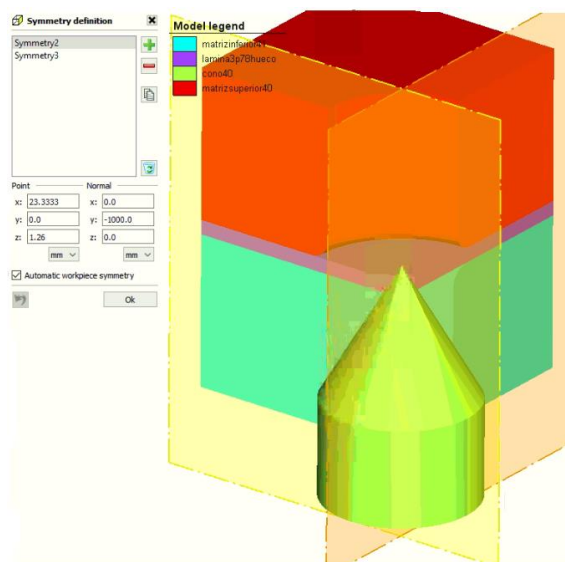


Figura 87: Planos simétricos [88].

En la etapa de expansión se usarán los parámetros establecidos anteriormente para una lámina con orificio ideal. Se desarrollarán diferentes modelos como se muestran en la tabla 24.

Tabla 24: Modelos de expansión de orificio en el paquete Simufact.

Expansión	Material	Latham	Mallado	Recorrido de punzón (mm)
ES 1	Acero LA	0.2	Hexa	28
ES 2		0.5		
ES 3		0.2	Tetra	
ES 4		0.5		
ES 5	Acero FB	0.2	Hexa	27
ES 6		0.5		
ES 7		0.2	Tetra	
ES 8		0.5		

Capítulo VII

Resultados

7.1 Introducción

En este capítulo se presentan los resultados y el análisis obtenidos durante la simulación de la prueba de expansión de orificio, en primer lugar, se obtuvieron los resultados de la etapa de corte, en segundo lugar, se presentan los resultados de la etapa de la expansión en el paquete FORGE, en tercer lugar, se muestran los resultados de la comparación de la expansión de orificio experimental y simulada en el paquete FORGE, en cuarto lugar, se muestran los resultados de la etapa expansión de orificio en el paquete Simufact, posteriormente se presentan los resultados de la comparación de la etapa experimental con los resultados del paquete Simufact, y por último se muestran la comparación de la etapa de expansión para una lámina con orificio ideal entre los dos paquetes y la prueba experimental.

7.2 Resultados de procesos de corte (perforado) en el paquete FORGE

7.2.1 Perforado de lámina con diferentes valores de daño.

Las condiciones que se mencionaron para las simulaciones C1, C2 y C3 en la tabla 18 en la sección 6.3.2.1 del capítulo VI, con diferentes valores de daño, dieron similares perfiles de corte en la etapa de perforado (figura 88).

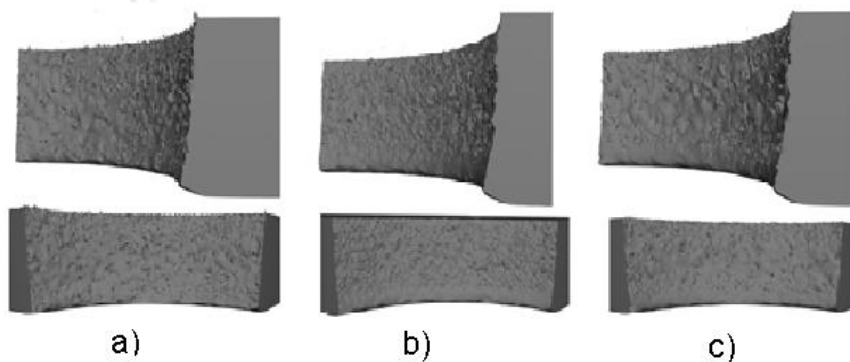


Figura 88: Láminas perforadas con un punzón nuevo a) simulación C1 con daño 0.2 b) simulación C2 con daño 0.4 c) simulación C3 con daño de 0.5.

7.2.2 Resultados de modelación para el perforado de lámina

Para las simulaciones C2, C4, C5, C6, C7, C8, C9, C10 con los parámetros mencionados en la tabla 18 de la sección 6.3.2.1 del capítulo VI. Los resultados de la fuerza máxima aplicados para el corte y el valor máximo de esfuerzo en cada una de las simulaciones se encuentran en la tabla 25. En la tabla 26 y 27 se muestran los resultados del esfuerzo de von Mises en sus diferentes etapas de corte para los dos materiales, donde se pueden encontrar posibles grietas en la etapa de expansión.

Tabla 25: Valor máximo de esfuerzo y fuerza aplicada en el corte de cada simulación.

	Acero LA				Acero FB			
	C2	C4	C5	C6	C7	C8	C9	C10
Esfuerzo (MPa)	720	706.61	704.97	713.9	774.73	726.64	788.32	793.45
Fuerza (kN)	35.30				46.67			

Tabla 26: Distribución de esfuerzos en proceso de corte a diferentes avances del punzón para el acero LA.

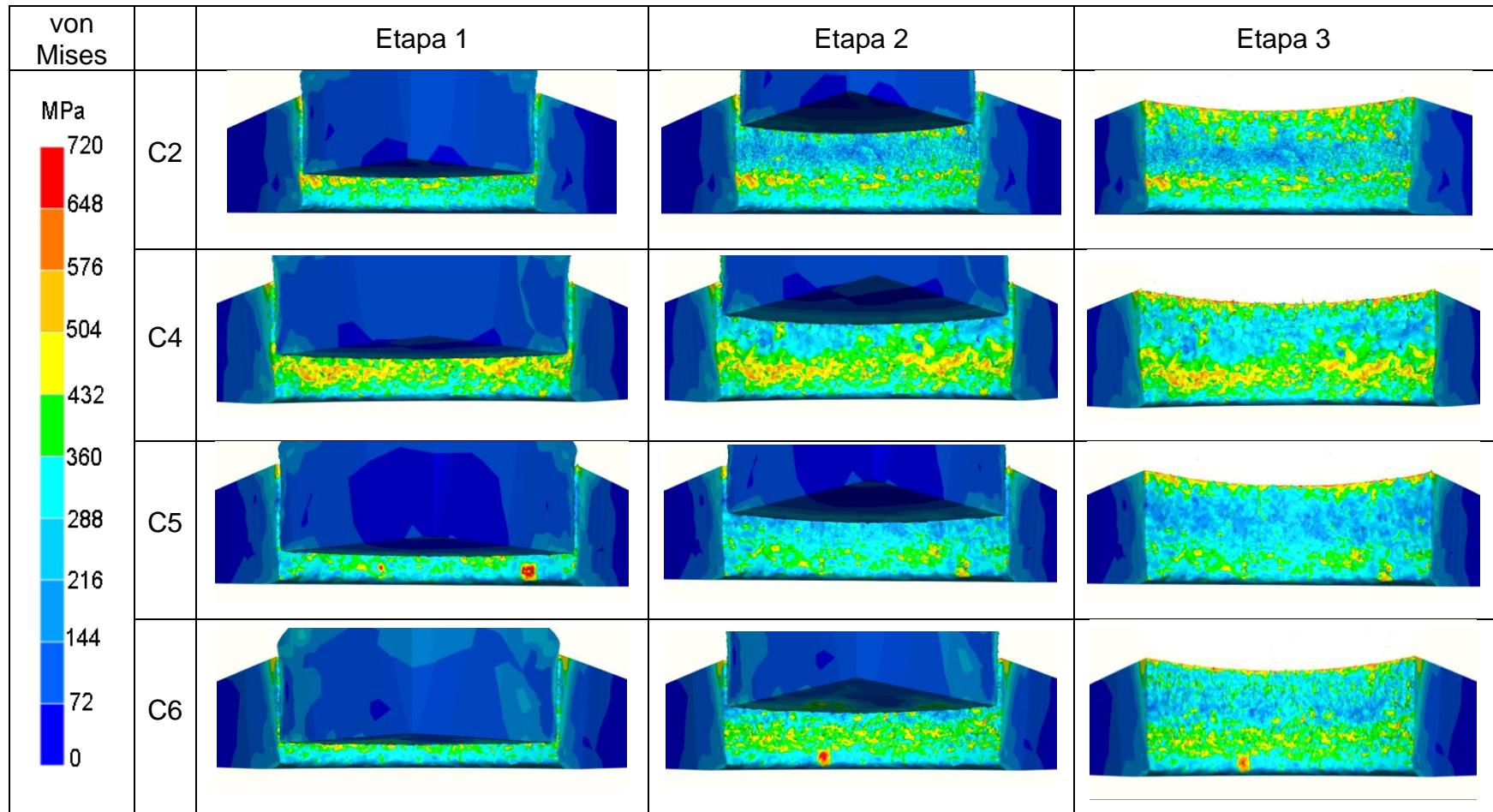
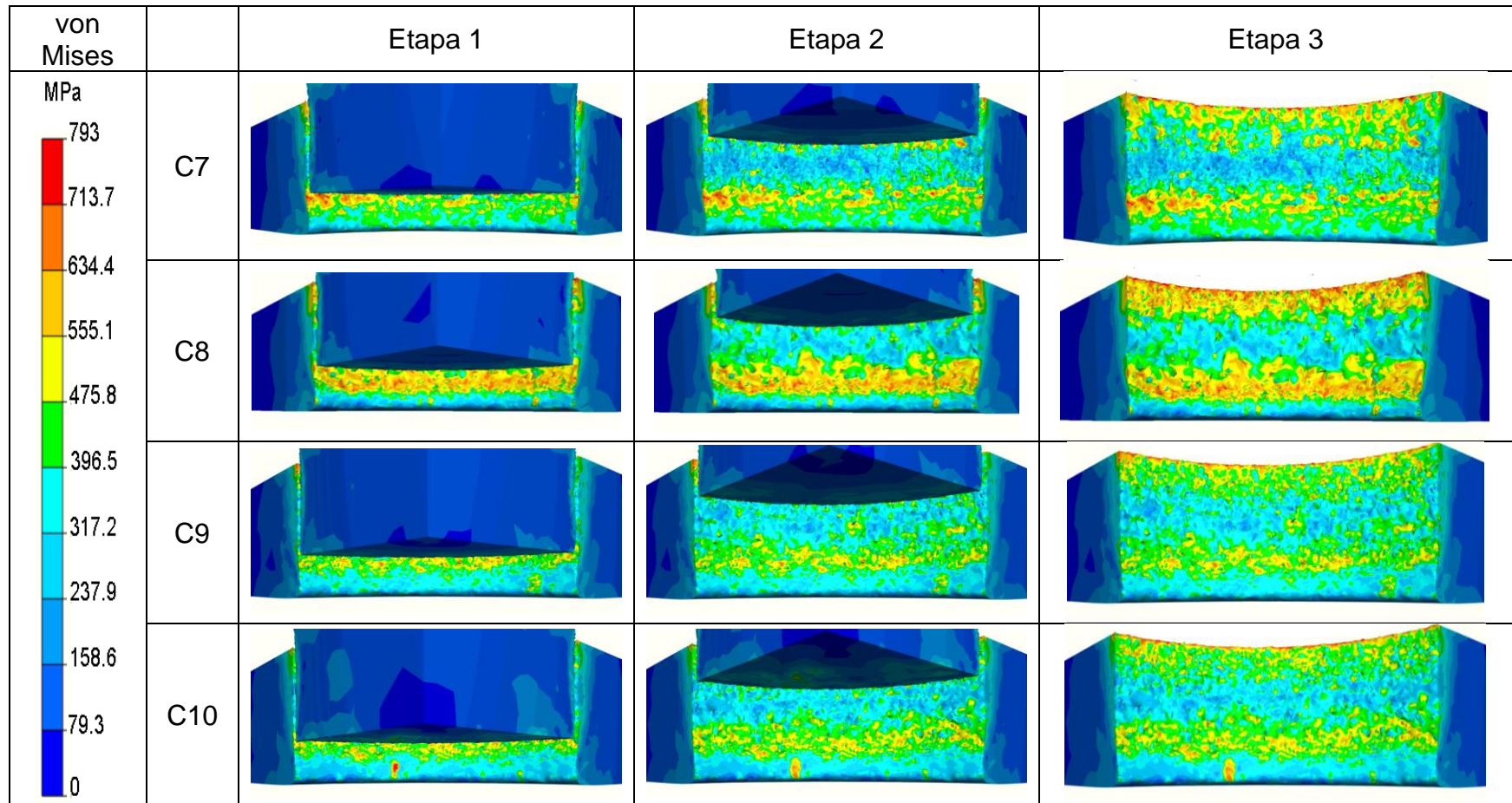


Tabla 27: Distribución de esfuerzos en proceso de corte a diferentes avances del punzón para el acero FB.



7.3 Resultados de la prueba de expansión de orificio en el paquete FORGE

7.3.1 Curvas carga-desplazamiento con diferentes coeficientes de fricción

Estos resultados se obtuvieron a partir de los parámetros descritos en la tabla 20 del capítulo VI en la sección 6.3.2.2. Para el acero LA se obtuvo que los coeficientes de fricción fueron de $\mu = 0.4$ y $m = 0.8$, los cuales obtuvieron valores más aproximados a la curva experimental como se muestra en la figura 89 (a). Como en el primer material se observó que el mejor coeficiente de fricción fue de $\mu = 0.4$ y $m = 0.8$, se utilizó en el acero FB, y se observó una discrepancia con la curva experimental y se calibró el modelo el cual el resultado fue $\mu = 0.7$ y $m = 0.9$, como se muestra en la figura 89 (b).

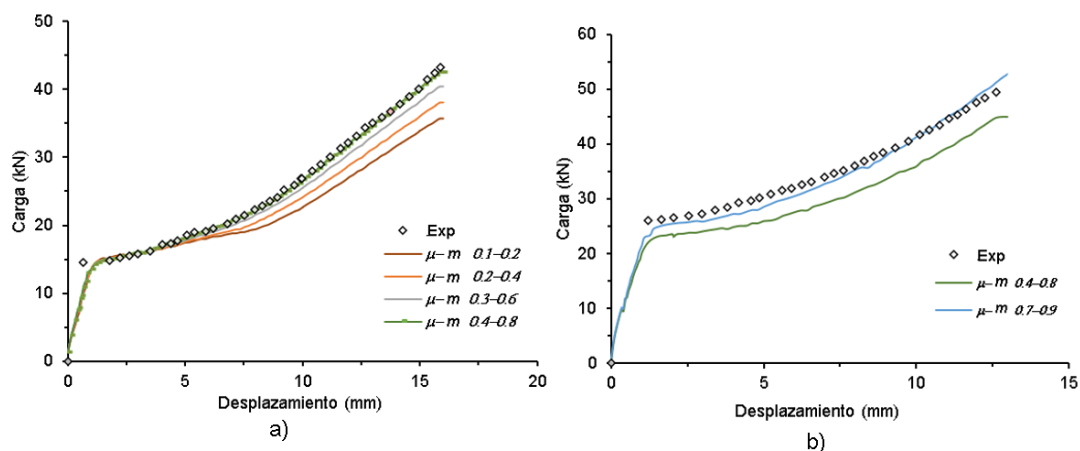


Figura 89: Curvas carga-desplazamiento con diferentes coeficientes de fricción para aceros: a) acero LA b) acero FB.

7.3.2. Curvas carga-desplazamiento experimental y simulación

En la figura 90 (a) se encuentran las curvas carga-desplazamiento experimental y simulada para una lámina con orificio cortado con un punzón nuevo, que se obtuvieron a partir de la tabla del capítulo VI para el acero LA. Se observa que los resultados de la curva de la simulación EF1, llega a los valores de carga máxima de 43.17 kN al igual que la curva experimental.

En la figura 90 (b) se muestran los resultados de las curvas carga-desplazamiento experimental y simulada para una lámina con orificio cortado con

un punzón nuevo para el acero FB, la curva de la simulación EF6, llega a los valores de carga máxima de 51.37 kN al igual que la curva experimental.

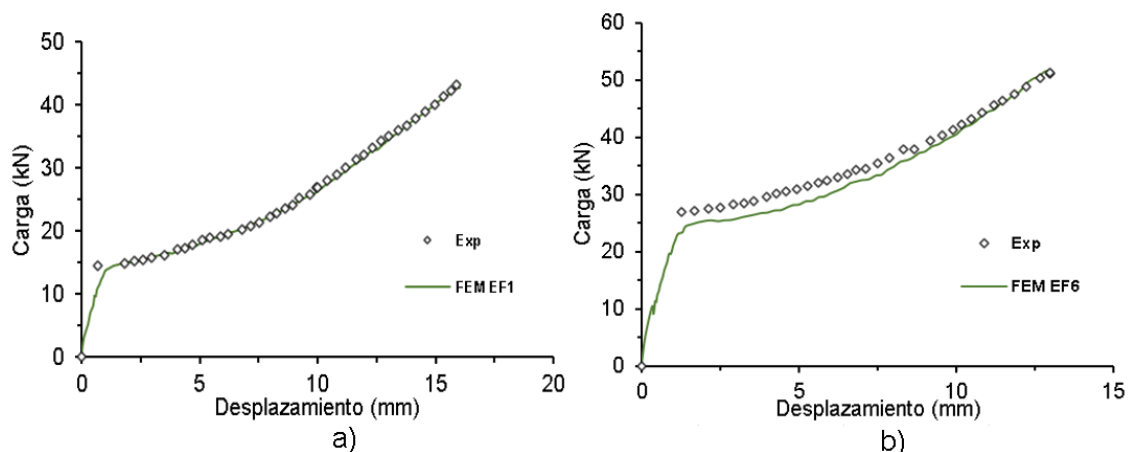


Figura 90: Curva carga-desplazamiento de lámina cortada con punzón nuevo para aceros: a) acero LA (EF 1) b) acero FB. (EF 6).

Los resultados obtenidos para el acero LA (figura 91 (a) y (b)), muestran las curvas carga-desplazamiento experimental y simulada para una lámina con orificio cortado con los diferentes punzones mencionados en la tabla 15 capítulo VI. Se observó que la curva de la simulación EF2, EF3 y EF4 llega a los valores aproximados de carga de la curva experimental con un valor aproximado de 39.43 kN. Para el acero FB se observa que las curvas de la simulación de expansión de orificio EF7, EF8 y EF9 llegan a los valores aproximados de carga de la curva experimental con un valor aproximado de 52.41 kN.

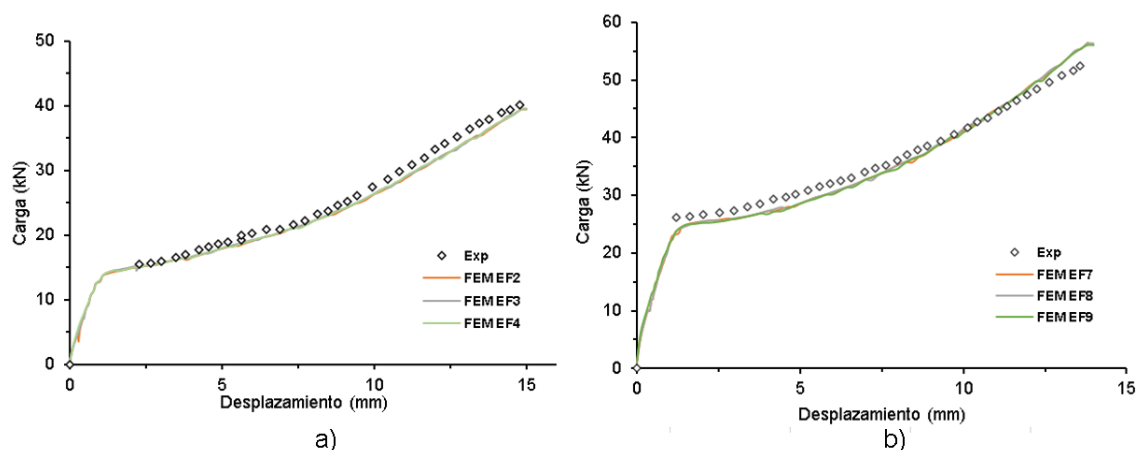


Figura 91: Curvas carga-desplazamiento de la simulación con lámina cortada con punzón desgastado para los dos materiales.

En la figura 92 (a), se encuentran los resultados de las curvas carga-desplazamiento experimental y simulada para el acero LA, con valores máximos de carga de 177.83 kN en la prueba experimental y de 98.82 kN en la simulación. En la figura 92 (b), se encuentran las curvas experimental y simulada para una lámina con orificio ideal para el acero FB, con valores máximos de carga de 200.24 kN en la prueba experimental y de 144.75 kN en la simulación.

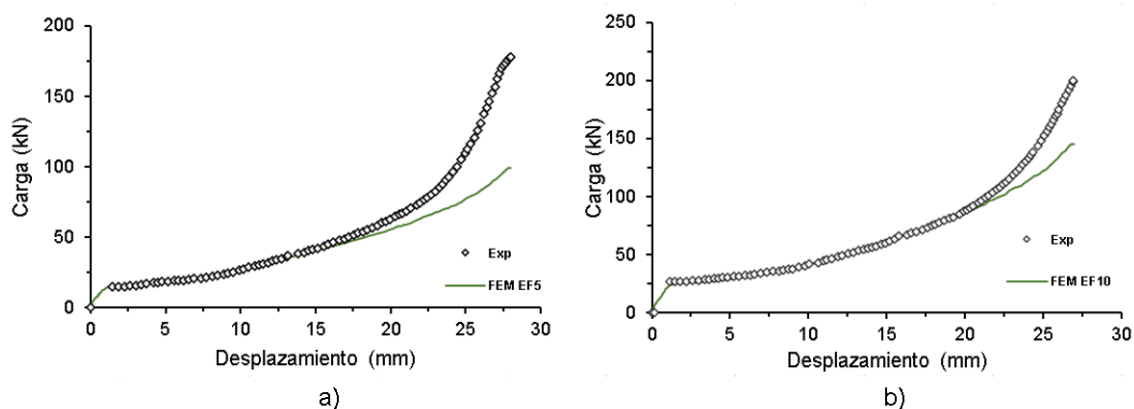


Figura 92: Curva carga-desplazamiento de lámina con orificio ideal para aceros: a) acero LA (EF 5) b) acero FB. (EF 10).

7.3.3 Resultados de las simulaciones de la etapa de expansión de orificio en el paquete FORGE

Para el acero LA en todas las simulaciones realizadas de expansión, se utilizaron los parámetros mencionados en la tabla 21 del capítulo VI. Para la distribución de esfuerzos de von Mises, el valor máximo de cada simulación realizada se muestra en la tabla 28. Para las simulaciones EF1, EF2, EF3 y EF4, la mayor concentración de esfuerzo máximo se encuentra en el borde del orificio. Para la expansión (EF5) se muestra el valor máximo de esfuerzo en la zona de doblado y el borde del orificio como se ve en la tabla 29.

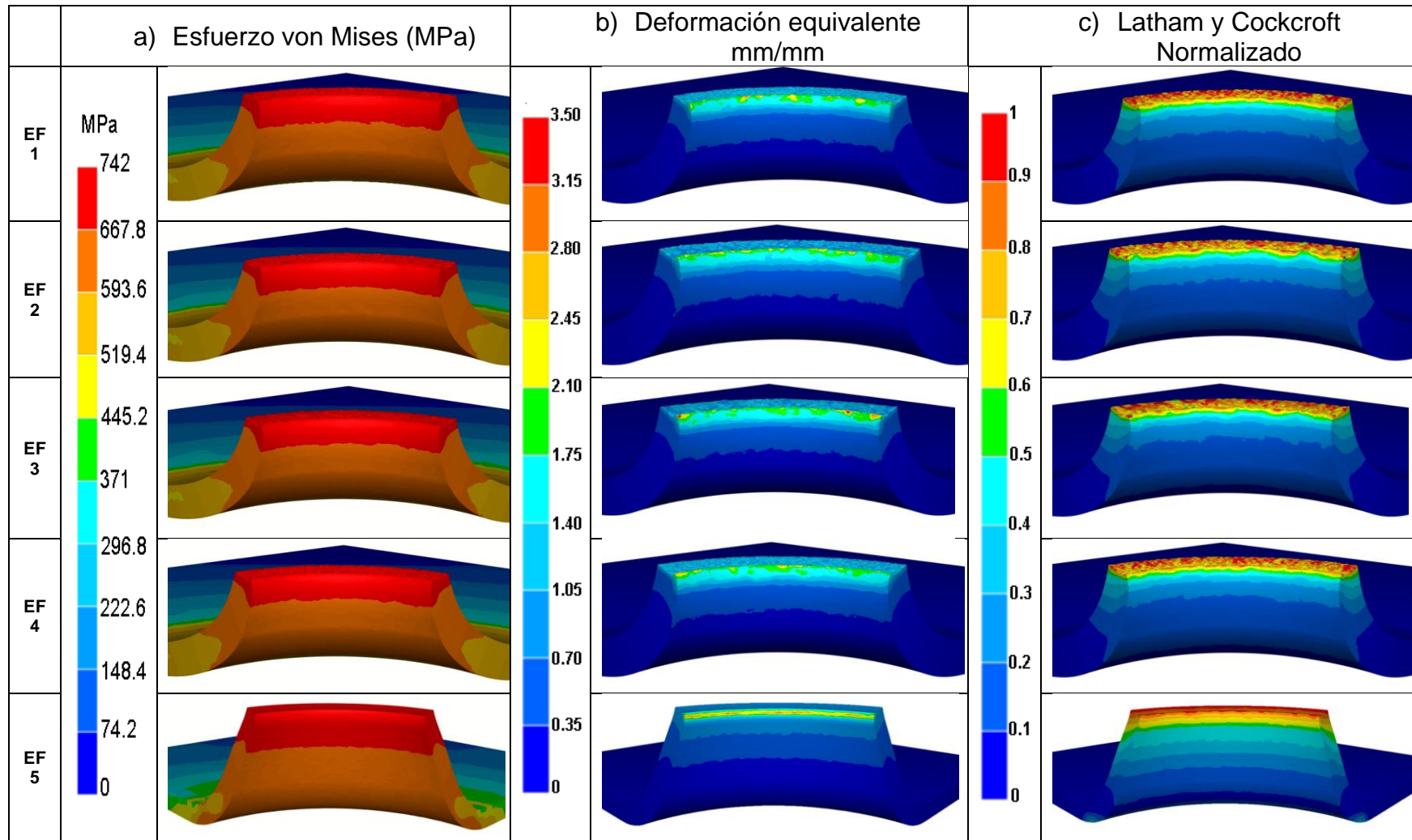
Tabla 28: Esfuerzos máximos de von Mises para las simulaciones con el acero LA.

Simulación	von Mises (MPa)
EF1	761.128
EF2	742.829
EF3	734.261
EF4	718.727
EF5	742.8

Para los resultados de deformación equivalente de cada una de las simulaciones se presentó un valor máximo de 3.5 mm/mm en la zona inferior del borde del orificio.

El daño de Latham y Cockcroft Normalizado se presentó en la parte superior del borde del orificio, llegando al valor de 1 como se muestra en la tabla 29. Para los casos de EF1 y EF5 el valor de daño igual a 1 empieza a aparecer a los 10 mm de recorrido del punzón cónico, en la EF2, EF3 y EF4 el valor de daño igual a 1 se presenta a los 12 mm de recorrido del punzón cónico.

Tabla 29: Simulación de la etapa de expansión de orificio para el acero LA en el paquete FORGE.



Para la etapa de expansión del acero FB, los resultados para el criterio de la distribución de esfuerzo de von Mises, la deformación equivalente y los valores de daño de Latham y Cockcroft Normalizado se muestran en la tabla 31.

Los resultados de los esfuerzos de von Mises se presentaron en diferentes valores máximos, como se muestran en la tabla 30. En la simulación EF10 la concentración de esfuerzo máximo se presenta en la zona de doblado como en el borde del orificio. Para EF6 se localiza el valor máximo de esfuerzo de 810.22 MPa en todo el borde del orificio. En los casos EF7, EF8 y EF9 el esfuerzo máximo se presentó en una gran parte de la zona del borde inferior del orificio.

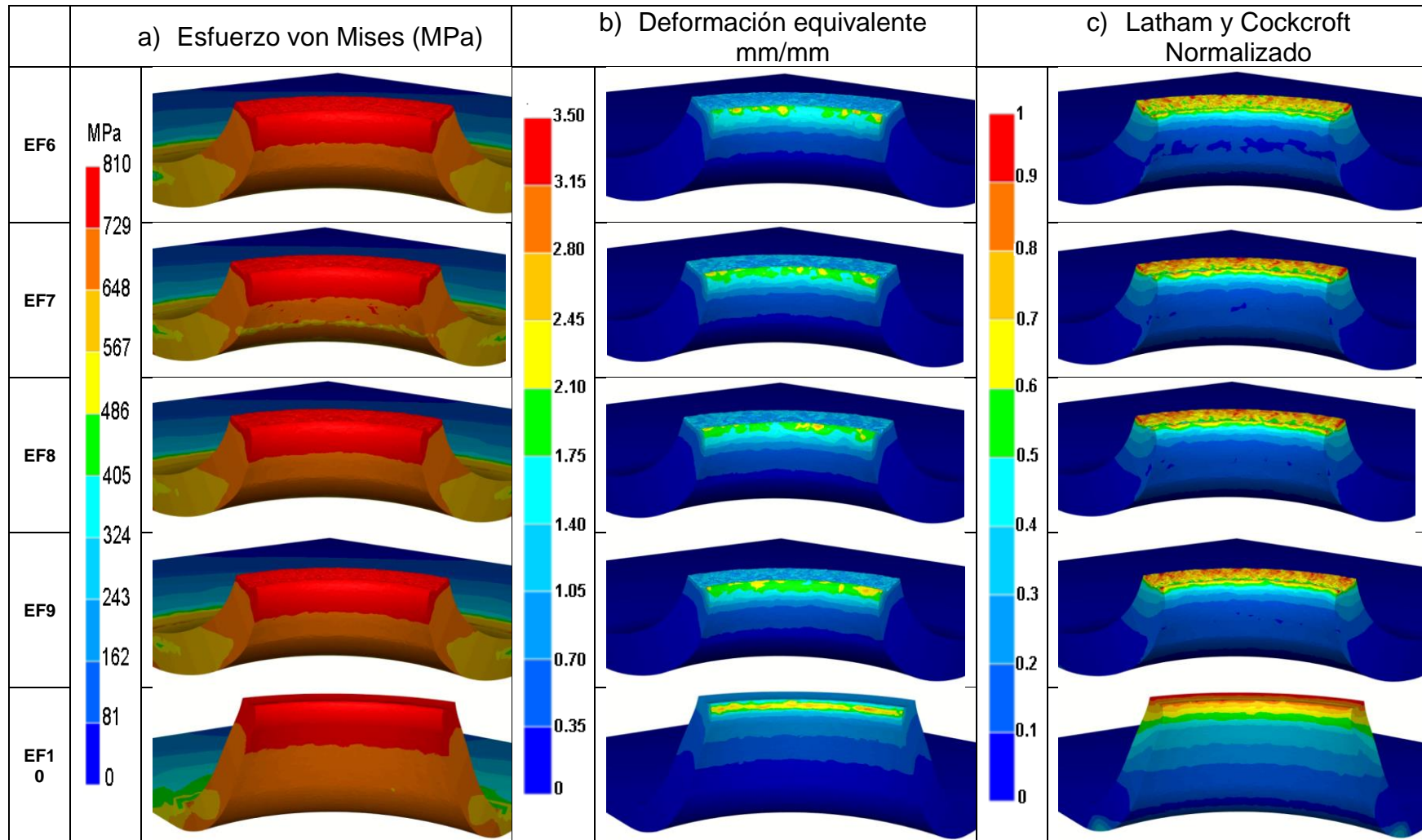
Tabla 30: Esfuerzos máximos de von Mises para las simulaciones con el acero FB.

Simulación	von Mises (MPa)
EF6	810.229
EF7	800.025
EF8	806.025
EF9	808.334
EF10	686.176

Para los resultados de deformación equivalente en cada uno de los casos de expansión, se presentaron en la zona inferior del borde del orificio con un valor máximo de 3.50 mm/mm.

Para las expansiones EF6, EF7, EF8 y EF9, el valor de daño de 1 empieza a los 12 mm del recorrido del punzón cónico. Para el caso de daño en la simulación de expansión (EF10) se presentó el valor de daño igual a 1, apareciendo a los 24 mm de recorrido del punzón cónico.

Tabla 31: Etapa de expansión para el acero FB.



En la figura 93 (a) y (c) se observa el contacto entre una lámina con un orificio ideal y el punzón cónico representado en color azul y en la figura 93 (b) y (d) se observa el contacto entre la lámina con orificio perforado y el punzón cónico.

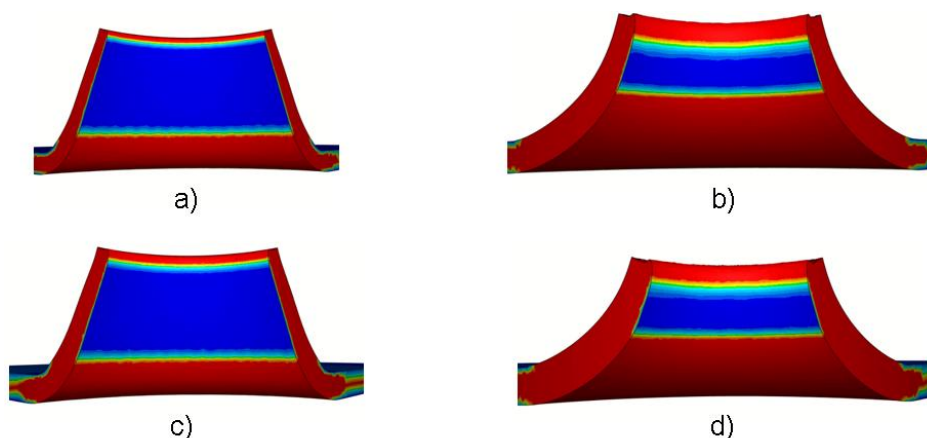


Figura 93: Zonas de contacto entre la lámina y el punzón cónico: a) acero LA con orificio ideal b) acero LA con orificio cortado c) acero FB con orificio ideal d) acero FB con orificio cortado.

7.3.4 Validación del modelo de expansión de orificio

Para validar el modelo de expansión de orificio, se utilizaron los resultados de las mediciones del diámetro inicial, diámetro final, el porcentaje de la HER, el espesor del borde del orificio y la altura máxima de la expansión de orificio de la lámina, para comparar las medidas de las simulaciones (figura 94) con los resultados experimentales proporcionados por TERNIUM.

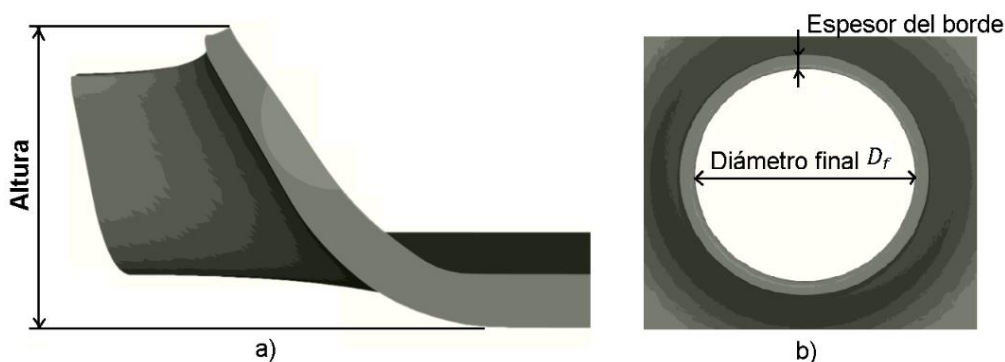

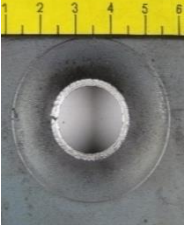
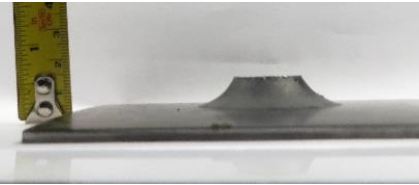
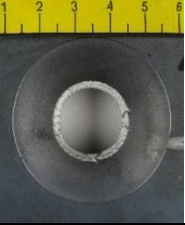
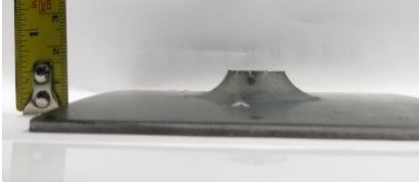

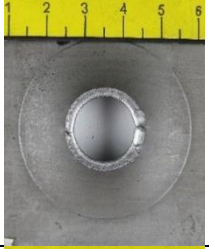
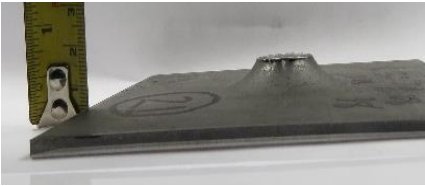
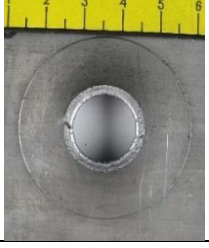
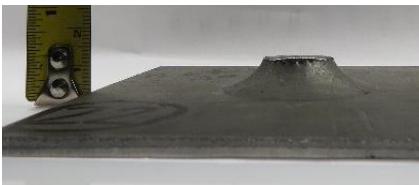


Figura 94: Medidas para validación de la simulación.

En la tabla 32, se observan las vistas frontal y superior de los aceros LA y FB de la etapa de experimentación para la prueba de expansión de orificio.

Tabla 32: Medidas de la prueba experimental de la etapa de expansión de orificio.

Acero LA		
	Vista superior	Vista frontal
Con orificio EDM		No disponible
Con orificio perforado con punzón nuevo		
Con orificio perforado con punzón desgastado		
Acero FB		
	Vista superior	Vista frontal
Con orificio EDM		No disponible
Con orificio perforado con punzón nuevo		
Con orificio perforado con punzón desgastado		

Las medidas de los resultados tanto para la parte experimental como para las simulaciones se muestran en la tabla 33.

Tabla 33: Resultados comparativos de la prueba experimental y la simulación para la etapa de expansión.

Material	Tipos de mediciones	Experimental	Simulación EF1	Error (%)
Acero LA	D_0	9.91	10	-0.91
	D_f	25.16	24.21	3.78
	% HER	153.94	142.6	7.71
	Altura	No hay dato	16.89	-
	Espesor en el borde	No hay dato	1.61	-

En la figura 95 se observa la gráfica para la HER de las diez simulaciones analizadas con los porcentajes de error.

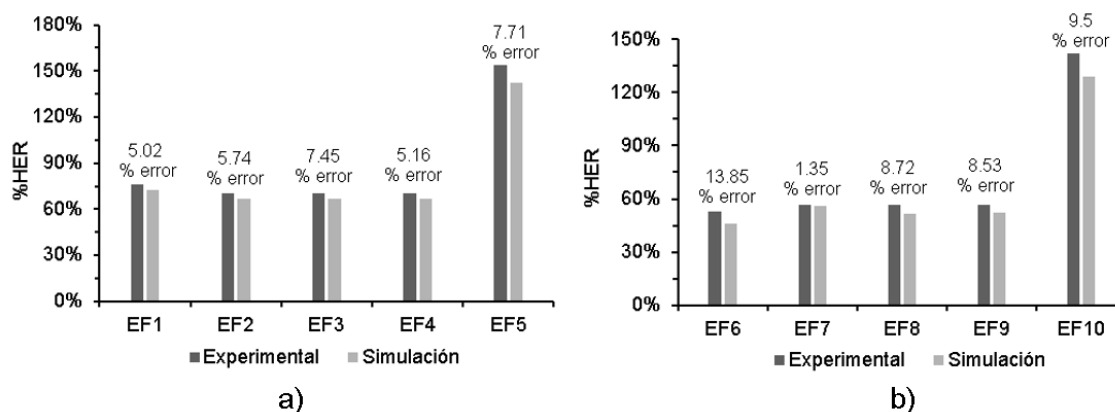


Figura 95: Comparación de resultados de la relación de expansión de orificio: a) acero LA y b) acero FB.

En la figura 96 se encuentran las mediadas del espesor del borde para las simulaciones mencionadas en la tabla 33.

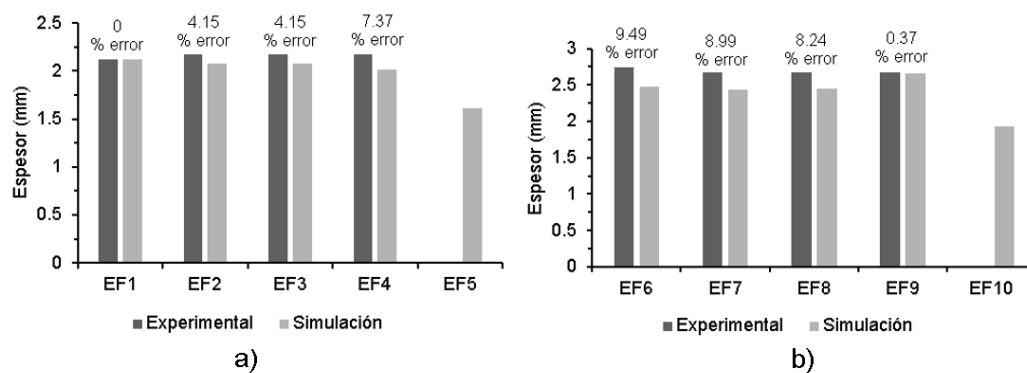


Figura 96: Comparación del espesor del borde del orificio: a) acero LA y b) acero FB.

En la figura 97 se encuentran los resultados de las mediciones de la altura tanto para la parte experimental como para la simulación de la expansión de orificio.

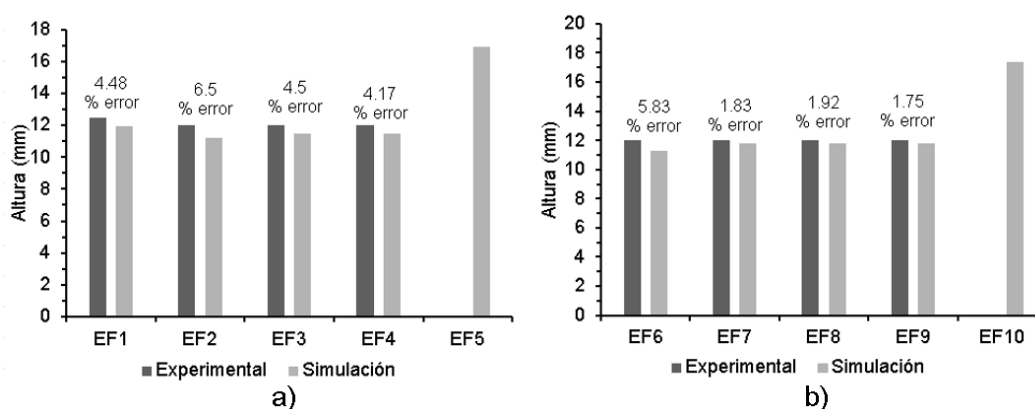


Figura 97: Comparación de la altura después de la expansión de orificio: a) acero LA y b) acero FB.

Las mediciones de los espesores de las láminas se realizaron en los diferentes puntos mostrados en la figura 98 para los aceros LA y FB.

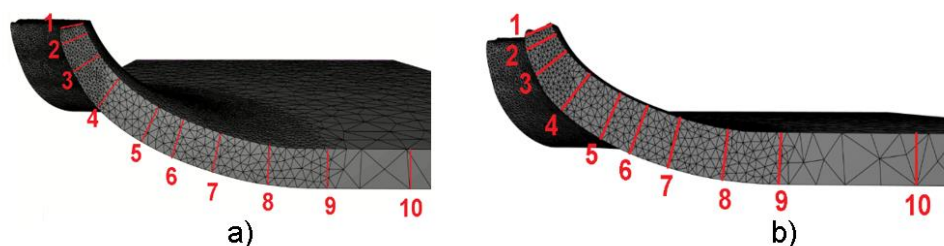


Figura 98: Puntos de medición del espesor de lámina en la etapa de expansión: a) lámina 3.02 mm y b) lámina 3.78 mm.

Al obtener los resultados para las simulaciones desarrolladas, se realizó una comparación del espesor del borde tanto para las simulaciones de los aceros LA y FB, las cuales son mostradas en las gráficas de la figura 99.

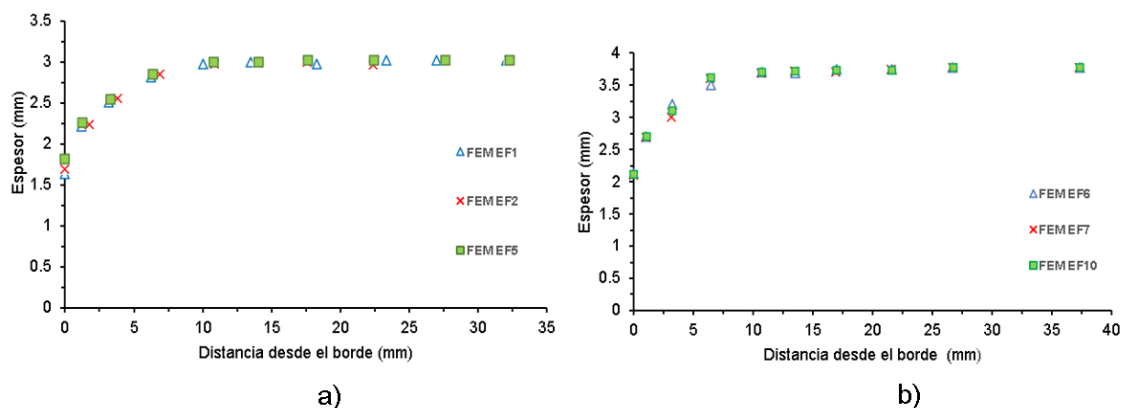


Figura 99: Comparación de resultados del espesor de lámina para los aceros: a) acero LA y b) acero FB.

7.4 Resultados de la prueba de expansión de orificio en el paquete Simufact

7.4.1 Curvas carga-desplazamiento

Estos resultados se obtuvieron a partir de los parámetros descritos en la tabla 24 del capítulo VI en la sección 6.3.4.1.

En la figura 100 (a), se encuentran los resultados de las curvas carga-desplazamiento experimental y simulada para una lámina con orificio ideal para el acero LA con valores máximos de carga de 177.83 kN en la prueba experimental y de 96.52 kN en la simulación. En la figura 100 (b), se encuentran las curvas experimental y simulada para una lámina con orificio ideal, para el acero FB con valores máximos de carga de 200.24 kN en la prueba experimental y de 143.52 kN en la simulación.

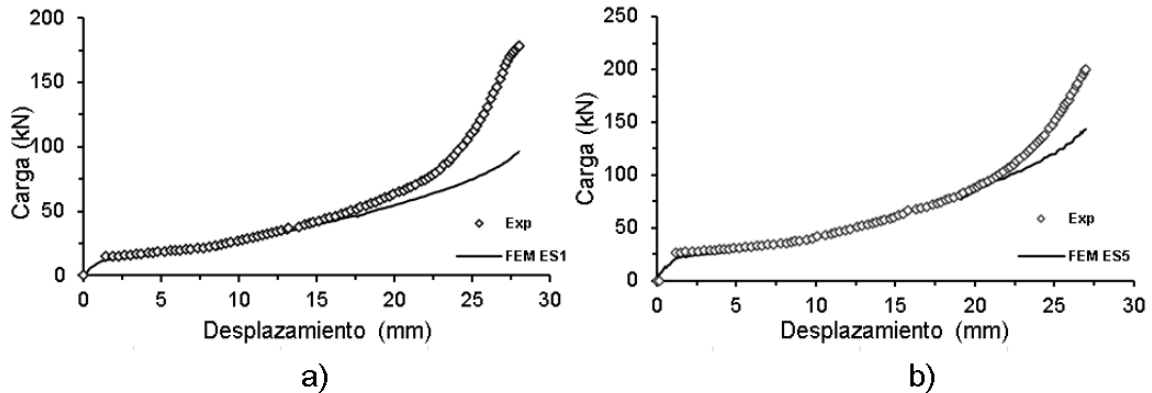


Figura 100: Curva carga-desplazamiento de lámina con orificio ideal para aceros en el paquete Simufact: a) acero LA b) acero FB.

7.4.2 Simulaciones de la etapa de expansión de orificio

Los resultados de la etapa de expansión de orificio de las simulaciones mostradas en la tabla 34, se obtuvieron a partir de una lámina con un orificio ideal, las cuales fueron explicadas en la tabla 24 del capítulo VI. Para el acero LA al haber utilizado diferentes tipos de elementos de mallados se obtuvo un esfuerzo máximo de 716.96 MPa para las simulaciones ES1, ES2, ES3, ES4. Para la deformación equivalente se obtuvo como resultado un valor de 1.79 mm/mm para las simulaciones realizadas con dicho material. Los resultados de las simulaciones de daño, con un valor de 1 se ve afectada en toda la superficie del borde del orificio.

Para el acero FB los resultados obtenidos se muestran en la tabla 35, los cuales se realizaron con elementos tetraédricos y hexaédricos detallados en la tabla 24 del capítulo VI. Para la distribución de esfuerzos de von Mises, se obtuvo un valor máximo de 775.51 MPa en la zona del borde inferior del orificio para cada una de las simulaciones realizadas. Los resultados de la deformación equivalente se mostraron en la zona del borde inferior con un valor máximo de 2.05 mm/mm en todas las simulaciones. Para los resultados de Latham y Cockcroft, se obtuvo el valor de daño de 1 en toda la superficie del borde del orificio.

Tabla 34: Simulación de la etapa de expansión de orificio para el acero LA en el paquete Simufact.

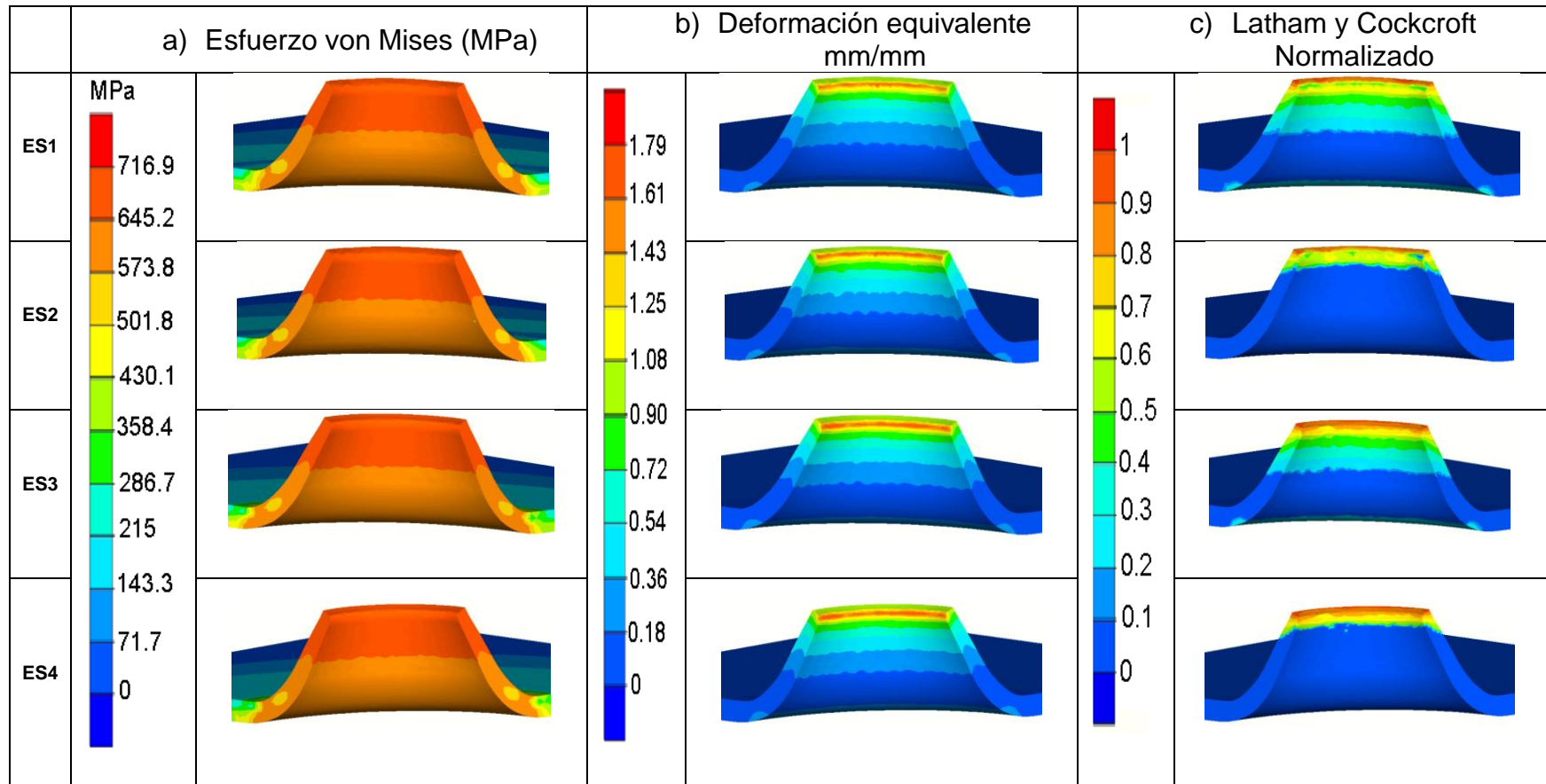
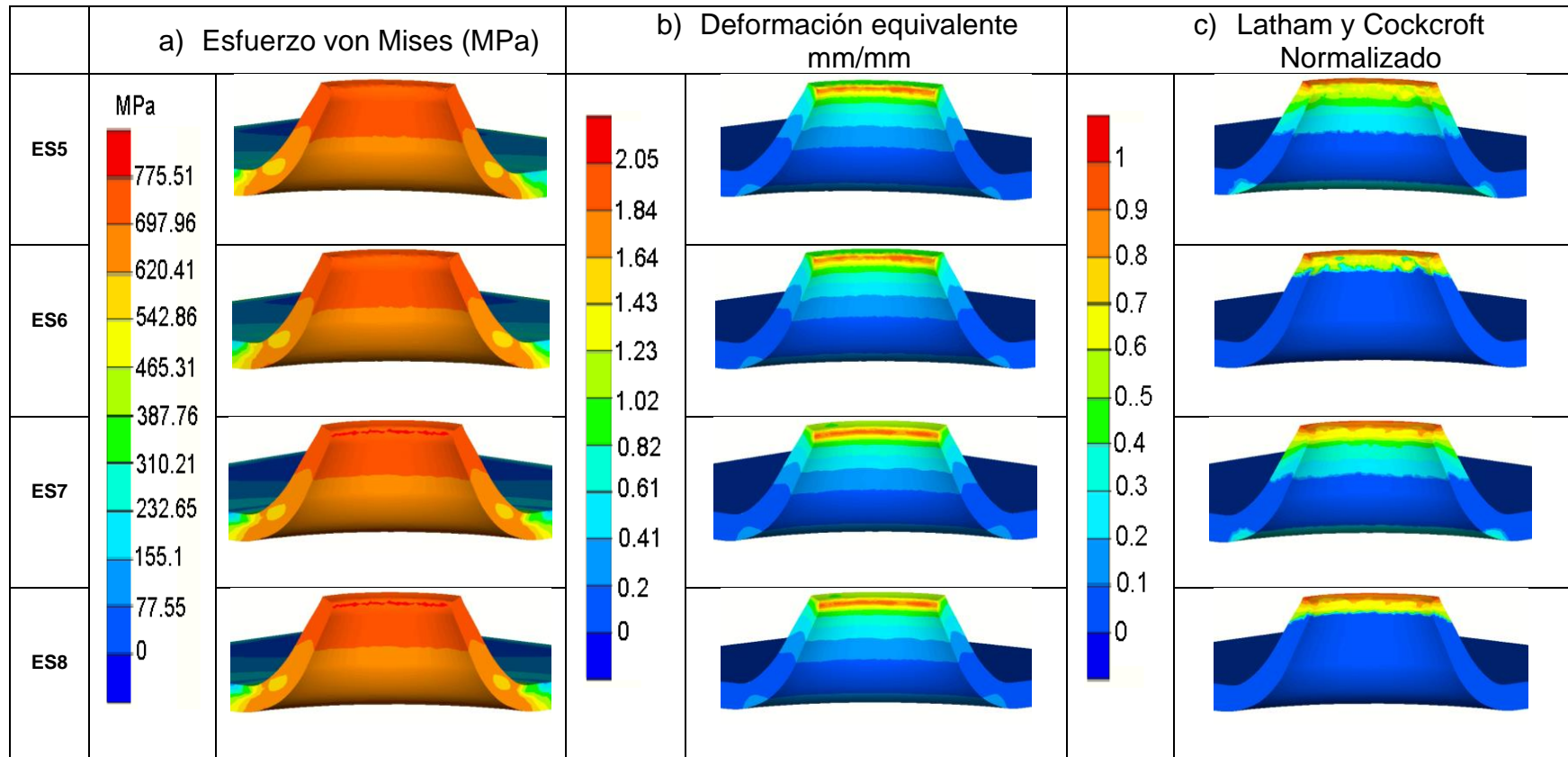


Tabla 35: Simulación de la etapa de expansión de orificio para el acero FB en el paquete Simufact.



Las medidas de los resultados tanto para la parte experimental y las simulaciones para una lámina con orificio ideal se muestran en la tabla 36 para el acero LA.

Tabla 36: Resultados de las mediciones de las simulaciones para el acero LA en el paquete Simufact.

Tipos de mediciones	Experimental	ES1	ES2	ES3	ES4
D_0 (mm)	9.91	10	10	10	10
D_f (mm)	25.16	24.14	24.18	24.46	24.4
% HER	153.94	141.4	141.8	144.6	144
Altura (mm)	No hay dato	17.10	17.11	17	17
Espesor expandido en el borde (mm)	No hay dato	1.67	1.68	1.58	1.58

La tabla 37 se muestran los resultados medidos para el acero FB tanto para la parte experimental y las simulaciones.

Tabla 37: Resultados de las mediciones de las simulaciones para el acero FB en el paquete Simufact.

Tipos de mediciones	Experimental	ES5	ES6	ES7	ES8
D_0 (mm)	9.96	10	10	10	10
D_f (mm)	24.15	23.3	23.3	23.42	23.42
% HER	142.47	133	133	134.2	134.2
Altura (mm)	No hay dato	17.36	17.36	17.25	17.25
Espesor expandido en el borde (mm)	No hay dato	1.89	1.96	1.89	1.89

Las mediciones de los espesores de las láminas se realizaron en los diferentes puntos mostrados en la figura 101 para los aceros LA y FB.

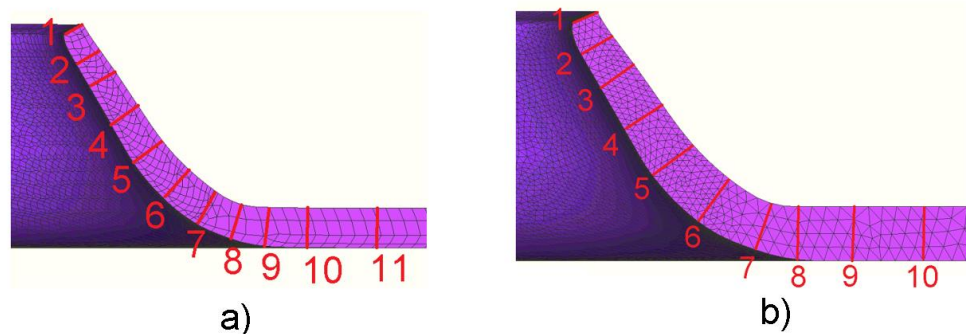


Figura 101: Puntos de medición del espesor de lámina en la etapa de expansión, a) lámina 3.02 mm y b) lámina 3.78 mm.

Al obtener los resultados para las simulaciones desarrolladas, se realizó una comparación del espesor del borde tanto para las simulaciones de los aceros LA y FB, las cuales son mostradas en las gráficas de la figura 102, donde se observó la reducción de espesor en el borde del orificio de los dos materiales.

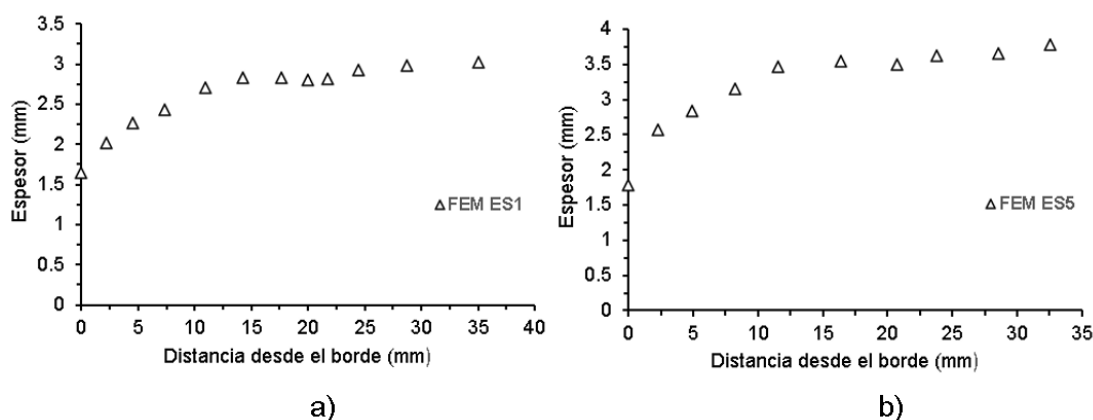
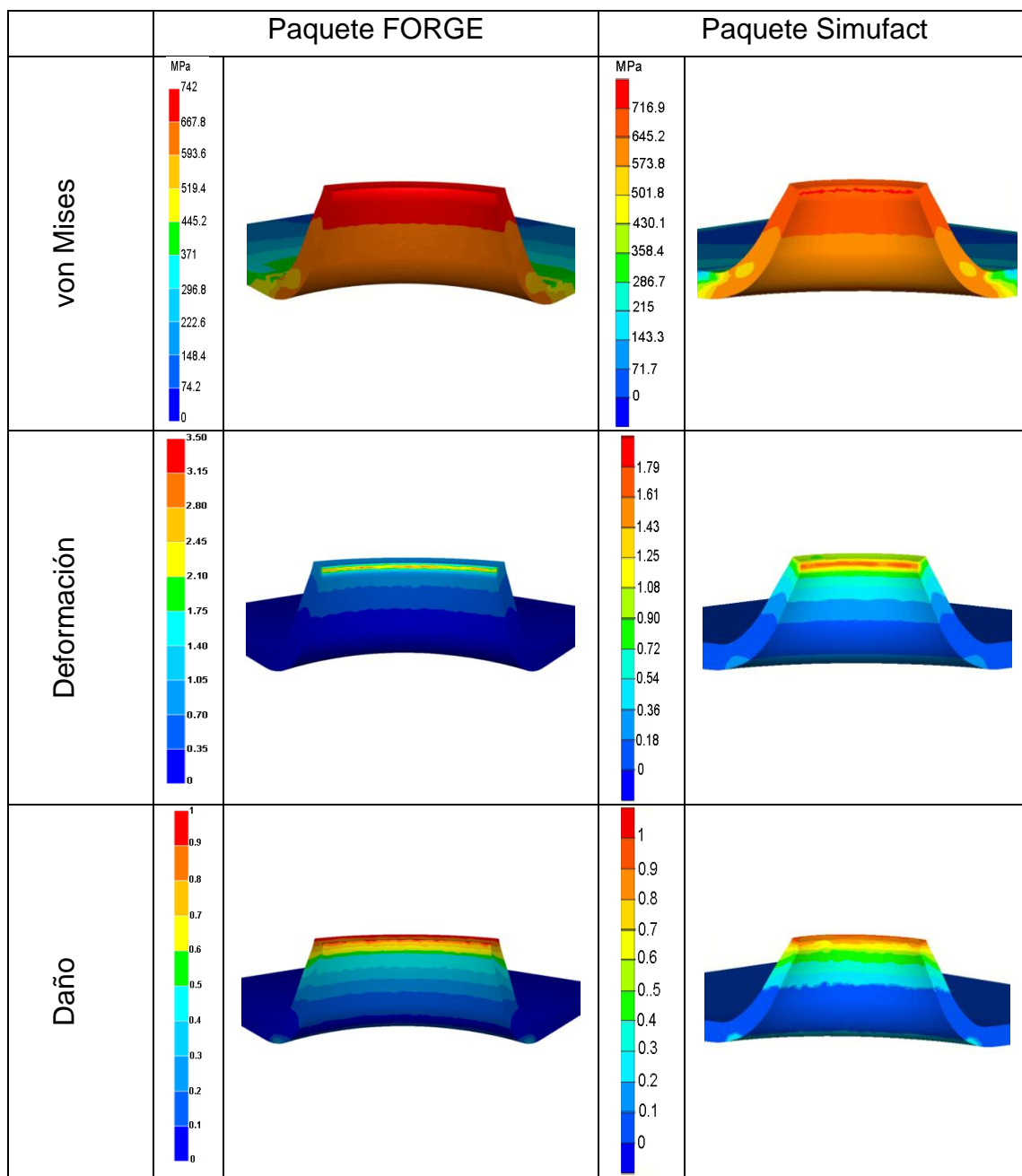


Figura 102: Curva de resultados del espesor de lámina: a) acero LA y b) acero FB.

7.5 Comparación de los resultados de la simulación del paquete FORGE y Simufact para una lámina con orificio ideal.

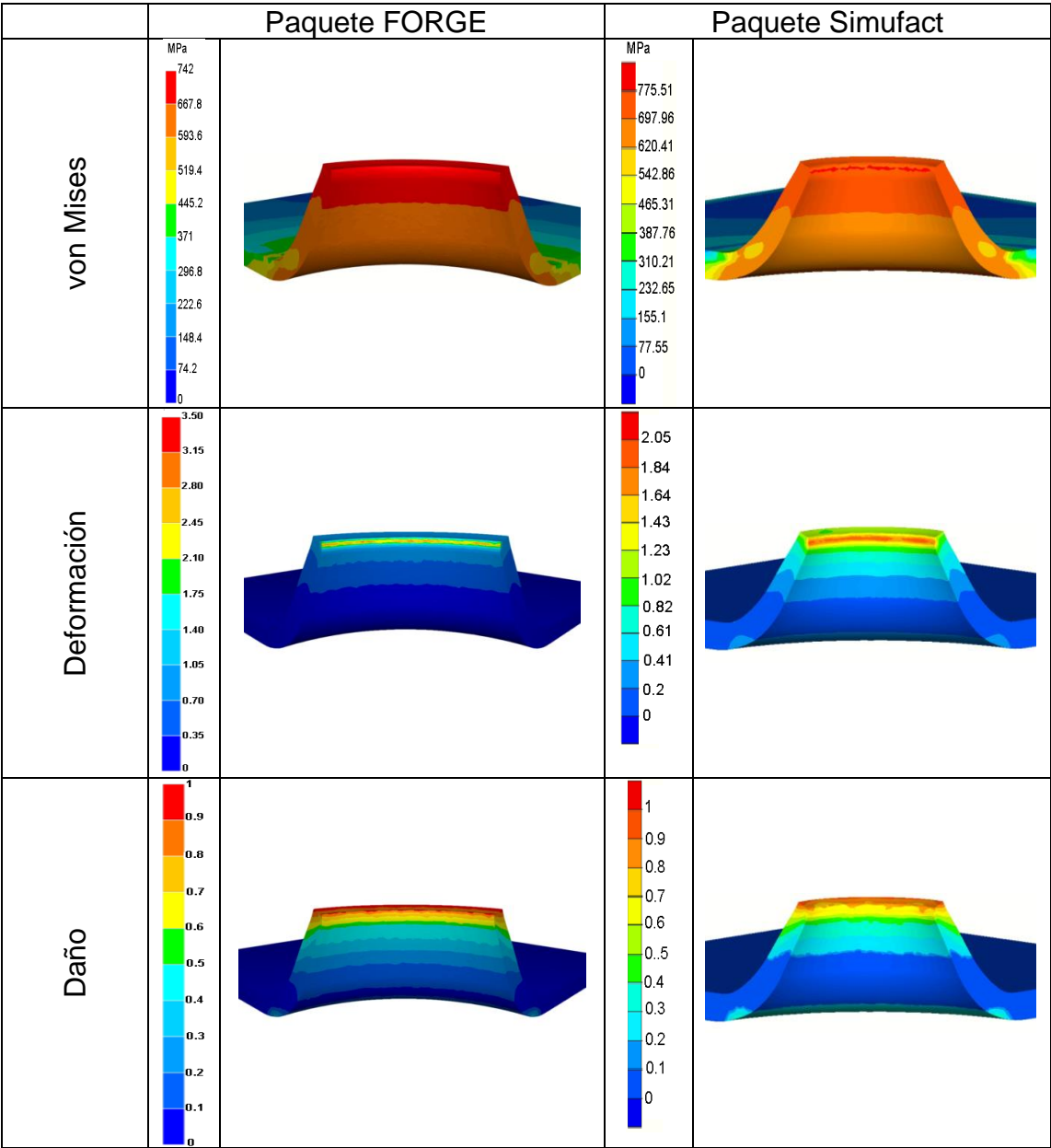
Se hizo la comparación de los resultados obtenidos de las simulaciones con los paquetes de elemento finito FORGE y Simufact mencionados en las secciones 7.3 y 7.4. En la tabla 38 se muestran los resultados comparativos de los dos paquetes, donde se observan valores similares en el esfuerzo de von Mises para el acero LA. Los resultados de la deformación equivalente se visualizan en el borde inferior y el daño en todo el borde del orificio.

Tabla 38: Comparación de las simulaciones en los paquetes de FORGE y Simufact para una lámina con orificio ideal para el acero LA.



En la tabla 39 se muestran los valores de esfuerzo máximo de 742 MPa en el paquete FORGE y de 775.51MPa en el paquete Simufact, valores muy cercanos. En cuanto a la deformación se visualiza su valor máximo en el borde inferior del orificio en los dos paquetes. El valor de daño de 1 se encontró en toda la superficie del borde del orificio en FORGE y Simufact.

Tabla 39: Comparación de las simulaciones en los paquetes de FORGE y Simufact para una lámina con orificio ideal para el acero FB.



7.5.1 Comparación de la curva carga-desplazamiento

En la figura 103 se encuentran los resultados de las curvas carga-desplazamiento experimental y simuladas en los paquetes FORGE y Simufact, para los dos tipos de materiales usados.

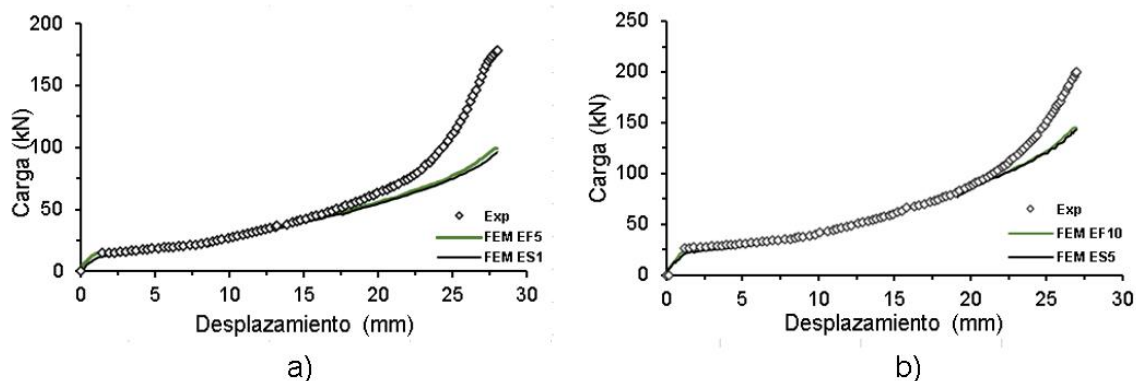


Figura 103: Comparación de resultados de las simulaciones con los diferentes paquetes de FORGE y Simufact: a) acero LA b) acero FB.

Los valores de carga máxima para la prueba experimental y las simulaciones en los paquetes de FORGE y Simufact para una lámina con orificio ideal se encuentran en la tabla 40.

Tabla 40: Valores máximos de carga para los dos tipos de materiales en la prueba experimental y las simulaciones.

Material	Experimental	FORGE	Simufact
Acero LA	177.83 kN	96.52 kN	98.82 kN
Acero FB	200.24 kN	143.52 kN	144.75 kN

7.5.2 Comparación de la relación de expansión de orificio (HER)

Los resultados para la expansión de orificio se muestran en la figura 104 donde se observa la HER experimental y simuladas en los dos paquetes de elementos finito.

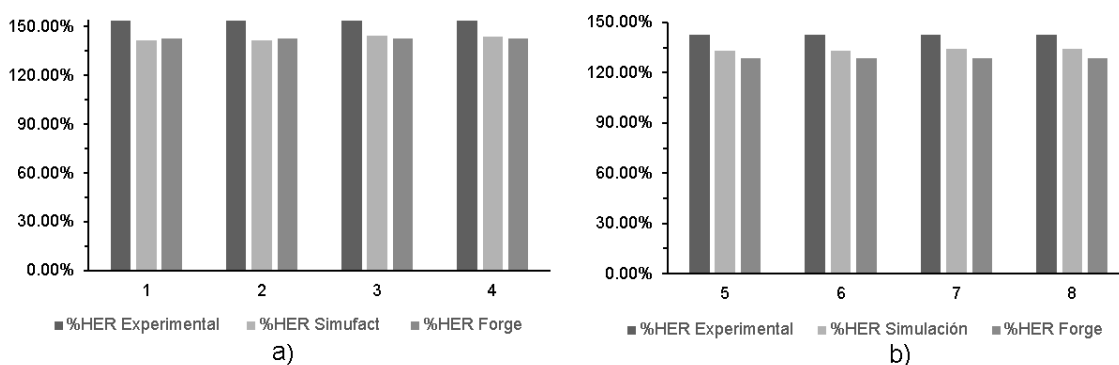


Figura 104: Comparación de resultados de la expansión de orificio experimental y simuladas en los diferentes paquetes: a) acero LA b) acero FB.

7.5.3 Comparación de los resultados del espesor de la lámina en diferentes puntos de medición

En la figura 105 se observan las curvas de resultados para los espesores de lámina, utilizando los paquetes de elemento finito FORGE y Simufact. En el cual muestra una similitud en ambas curvas, generando una reducción en la zona cercana al borde del orificio.

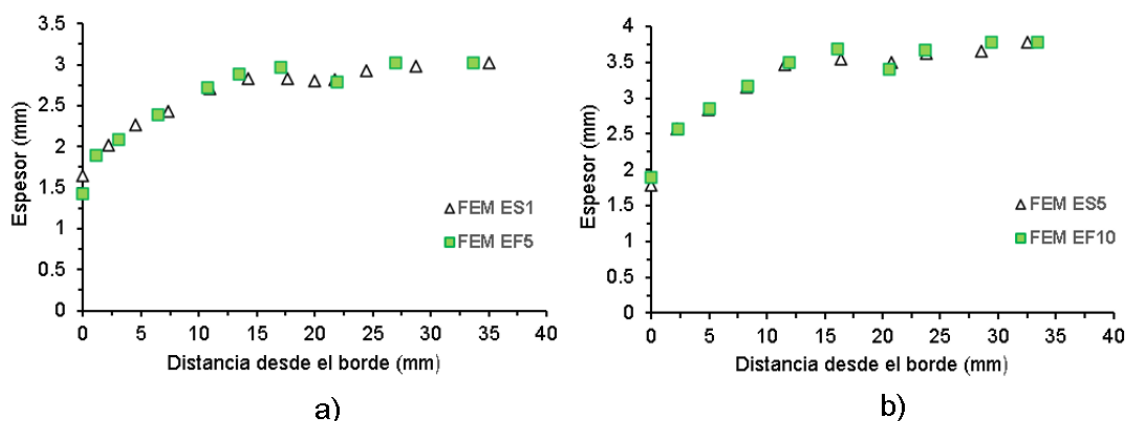


Figura 105: curvas de espesor de lámina en diferentes puntos de medición a) acero LA b) acero FB.

Capítulo VIII

Discusiones

Este proyecto de investigación tuvo como objetivo generar un modelo numérico capaz de reproducir la prueba experimental de expansión de orificio a través de un paquete de elemento finito. Para ello se tomó como base los datos de la prueba experimental desarrollada por la empresa TERNIUM para realizar la calibración del modelo numérico y su respectiva comprobación.

8.1 Efecto de variables en los resultados de las simulaciones

8.1.1 Valores de daño en el criterio de Latham y Cockcroft Normalizado

Los resultados de esta investigación mostraron que los perfiles de corte obtenidos en las simulaciones de perforado son similares en los tres casos analizados con diferentes valores de daño (figura 88), como lo menciona el criterio de Latham y Cockcroft Normalizados. Los resultados reflejaron que el valor de daño de 0.4 es más factible debido a tener menor tiempo de cómputo, tal y como Aravind [38] lo planteó en su investigación.

8.1.2 Punzones de corte con diferentes desgastes

Se observó que la carga máxima de corte para los diferentes tipos de punzones utilizados dio valores de 35.30 kN para todos los casos de simulación con el acero LA. El valor de carga máxima para el acero FB fue de 46.67 kN para todos los punzones utilizados en las simulaciones como se visualiza en la tabla 25. De acuerdo con lo mencionado, se necesitó una mayor carga máxima de corte dependiendo de las propiedades mecánicas del material y el espesor de la lámina.

Se obtuvieron pequeñas variaciones de valores para los esfuerzos de von Mises en los diferentes casos simulados (tabla 27 y 28). Se pudo apreciar que se acumuló el esfuerzo máximo en los puntos donde se mostraba el desgaste en los punzones y en el borde superior del orificio, mostrando que son zonas donde el material tiene tendencia a presentar fractura o grietas en la etapa de expansión.

8.1.3 Efecto de la variable del coeficiente de fricción

Para la etapa de expansión de orificio en el paquete FORGE se encontró que la fuerza tuvo una dependencia fuerte del coeficiente de fricción. Se hicieron diferentes simulaciones con diferentes coeficientes de fricción como se ve en la figura 89 del capítulo VII, donde se observó la necesidad de un coeficiente adherente o con valores muy altos de μ y m para llegar a los datos de la curva carga-desplazamiento experimental en los dos materiales.

8.2. Comparación entre la prueba experimental con las simulaciones en el paquete FORGE

Se observó que, para las simulaciones de expansión con láminas perforadas (figura 91), las curvas carga-desplazamiento eran semejantes con los datos de la curva experimental, tanto para las láminas que tenían cortes con el punzón nuevo, como con las de punzones desgastados, sin variar la curva al tener diferentes desgastes los punzones mostrando buenas capacidades predictivas del modelo.

Para las simulaciones del primer material con un orificio ideal se obtuvieron datos similares en la curva experimental y simulada hasta los 16 mm de recorrido del punzón cónico (figura 92). A partir de los 16 mm en la curva experimental, los datos empezaron a tener valores mayores que la curva simulada. En el caso del segundo material, los valores de los datos en las dos curvas tuvieron concordancia hasta los 22 mm de desplazamiento del punzón cónico, después empezaron a ser mayores en la curva experimental. Esto pudo suceder porque no se consideró la lámina con un modelo anisotrópico, también

por factores de endurecimiento del material o cambios en la fricción al aumentar el área de contacto.

Se encontraron diferentes valores de esfuerzo máximo para cada una de las simulaciones, obteniendo el valor máximo de 742 MPa en la zona del borde del orificio expandido para el primer material y un valor de 810 MPa para el segundo material. Esto quiere decir que las fisuras se dieron en el borde del orificio como lo corrobora el valor de daño. Se observó que el valor de daño aparece por todo el contorno del borde superior del orificio al igual que las fisuras en la prueba experimental de cada caso.

En la figura 95 se puede observar la relación de expansión de orificio donde los resultados demostraron que el modelo desarrollado tiene la capacidad de predecir la relación de expansión de orificio y es comparable con las pruebas experimentales. También se puede apreciar que los errores con respecto a los resultados experimentales para la mayoría de las simulaciones fueron menores al 10%. Se podría apuntar que la simulación está subestimada ante los datos de la prueba experimental, ya que esta última depende de las observaciones del operador para finalizar la prueba en el momento que aparece la primera grieta en el borde del orificio, y aumenta el tiempo de la prueba.

En la figura 96, se presentó el espesor del orificio expandido, tanto experimental como en las diferentes simulaciones. De acuerdo con los datos se estimó que los porcentajes de error no sobrepasaban el 10%, dando como resultado que el modelo predice la expansión de orificio y demostrando que los datos de la simulación son subestimados ante los valores experimentales. En la figura 97 se pueden observar los datos de la altura de las muestras experimentales comparadas con las de las simulaciones, donde se obtuvieron valores de error menores al 6%.

En la figura 99 se muestra la comparación de las simulaciones desarrolladas para ambos materiales, donde se constató que los resultados en los puntos de medición de distancia desde el borde fueron similares para las

simulaciones en la etapa de expansión. También se observó una reducción del espesor en el borde del orificio del 40 % en el primer material y del 41.8 % en el segundo material. Al no contar con los datos de la prueba experimental no se pudo conocer el valor de error entre la simulación y la prueba experimental.

8.3 Comparación entre la prueba experimental con las simulaciones en el paquete Simufact

8.3.1 Mallado con diferentes tipos de elementos

En las simulaciones de la expansión de orificio ideal del paquete Simufact, se observó que llegaron a valores máximos de esfuerzo de 716.96 MPa para el primer material y 775.51MPa para el segundo material. Se pudo notar que la distribución de esfuerzos y la deformación equivalente no tuvieron variación al usar diferentes tipos de mallado, pero los tiempos de cómputo fueron más rápidos con los elementos tetraédricos.

8.3.2 Diferentes valores de daño

Es importante destacar que, al usar un valor de daño diferente, este empezó a visualizarse desde los valores de 0.2 en las simulaciones ES1, ES3, ES5 y ES7, dado que fue este el valor que se colocó como parámetro de daño de Latham y Cockcroft. En el caso de las simulaciones ES2, ES6, ES4 y ES8 se visualizó el daño a partir de los 0.5 por esta misma razón. En los dos casos el valor de daño igual a 1 apareció en la zona del borde como se muestra en la tabla 34 y 35.

8.4 Comparación entre los paquetes FORGE, Simufact y la prueba experimental de expansión de orificio

En la tabla 36 y 37 se muestra la comparación de los resultados de las simulaciones en los paquetes FORGE y Simufact con las pruebas experimentales. Se evidenció que las mediciones en el porcentaje de la HER son menores al 8 % de error entre la prueba experimental y las simulaciones. En cuanto a los resultados de la altura en las simulaciones, se dio un error de 0.64

%. En el caso del espesor del borde se dio un error de 5.95 % para el primer material. En el segundo material se observaron valores de error menores a 6.65 % en la relación de expansión de orificio entre la prueba experimental y las simulaciones. Para la altura de las simulaciones se obtuvo valores de error menores a 0.63 %; y en el espesor de las simulaciones para el borde de orificio se tuvo un valor de error de 3.57 %.

En la tabla 38 y 39, se muestra la comparación de la simulación de la etapa de expansión de orificio para una lámina con orificio ideal en los dos paquetes utilizados. Se observaron pequeñas variaciones entre los valores de la distribución de esfuerzo, deformación equivalente y valores de daño entre los dos paquetes. En estas simulaciones para ambos paquetes la escala de colores fue semejante y se generaron en las mismas zonas para los diferentes análisis.

En la figura 103 se muestra la comparación de los datos de las curvas carga-deformación de los dos paquetes para la curva experimental para una lámina con orificio ideal. Se observó que las curvas simuladas fueron similares, pero discreparon de la curva experimental ya que los valores después de los 16mm en el caso del primer material empezaron a ser menores que los valores experimentales. Para el segundo material esto empezó a suceder después de los 23 mm del desplazamiento del punzón cónico.

Se mostró en la figura 104 las comparaciones de las relaciones de expansión de orificio de las simulaciones de los dos paquetes y la prueba experimental. Aquí se pudo constatar que el valor de la HER en la prueba experimental es siempre mayor que las simulaciones en los dos paquetes.

La relación de disminución del espesor de la lámina con orificio ideal para ambos paquetes fue similar. La disminución del material en el borde del orificio fue del 50 % para el primer material y del 47 % en la zona del borde del orificio para el segundo material, como se puede ver en la figura 105.

Capítulo IX

Conclusiones y recomendaciones

9.1 Conclusiones

En esta investigación se determinó con base en la revisión de literatura científica, que los paquetes de elemento finito FORGE y Simufact son apropiados para el modelado de la prueba experimental de la expansión de orificio.

Se compararon los resultados de la prueba experimental con los resultados de elemento finito y se encontró que estos resultados demostraron que el modelo desarrollado tiene la capacidad de predecir la relación de expansión de orificio (HER) y es comparable con las pruebas experimentales especificadas en la Norma 16630. Se demostró que los errores de las alturas y espesor de borde en la expansión con respecto a los resultados experimentales para la mayoría de las simulaciones son menores al 10%.

Los valores de las curvas carga-desplazamiento para las simulaciones con láminas perforadas con un punzón nuevo y desgastado, dieron datos semejantes a las curvas experimentales en todo el recorrido del punzón cónico, demostrando que el modelo desarrollado tiene buena concordancia con el experimental. En cuanto a los valores de los datos para las curvas carga-desplazamiento para una lámina con un orificio ideal, se empieza a notar que los datos de las curvas experimentales son mayores a partir de los 16 mm de recorrido del punzón cónico, esto en comparación con las curvas en los dos paquetes de elementos finitos.

9.2 Recomendaciones

Como recomendación para próximas investigaciones se identifica la necesidad de generar más datos de resultados de pruebas experimentales tanto en la etapa de perforado como en la etapa expansión para una mejor calibración del modelo numérico. Considerar una lámina con un modelo anisotrópico para evaluar la variación del comportamiento plástico con la dirección de ancho y espesor para usos de criterio de cedencia de Hill. Desarrollar modelos con cambios de fricción en diferentes etapas de recorrido del punzón cónico y estudiar las zonas de contacto; preparar el modelo de expansión de orificio en el paquete Simufact; y realizar las comparaciones con el paquete FORGE y datos experimentales para todos los modelos desarrollados; se sugiere trabajar con los diferentes criterios de daños que se encuentran dentro de los paquetes de FORGE y Simufact; realizar cortes transversales en las láminas deformadas para comparar la distribución de espesores con los dos paquetes. Desarrollar simulaciones de piezas sujetas a fractura en perforaciones y comparar la capacidad de predicción del ensayo con los modelos.

9.3 Contribución científica y tecnológica

En este trabajo se realizó un estudio de la prueba de expansión de orificio a través del método de elemento finito en los paquetes FORGE y Simufact orientado a la formabilidad de un acero automotriz. Estudios han demostrado que los aceros avanzados de alta resistencia AHSS por sus siglas en inglés fallan bajo ciertas condiciones de deformación. En el caso de las operaciones de estampado, es común que se presenten fallas en pestañas formadas a partir de formas perforadas. En la industria y en la academia es común que se utilice la prueba de expansión de orificio para entender este tipo de falla, ya que el propósito principal de la prueba es la de cuantificar que tan profundo un borde de orificio se puede expandir sin la presencia de fractura, bajo ciertas condiciones de contorno generadas por el proceso de corte que le precede.

Estas simulaciones de elemento finito permiten identificar métodos de predicción de falla para diferentes aleaciones de acero. La empresa será capaz de producir simulaciones de aleaciones con buena formabilidad, que ayudará a obtener componentes con mejores propiedades mecánicas, formabilidad y menor peso. Uno de los beneficios de este proyecto a largo plazo es que es que se pueden generar componentes optimizados con menor peso para los fabricantes de vehículos. Además, este modelo podrá ser reproducido por otros investigadores, promoviendo su aplicación de conocimientos en el área de formado, incorporando nuevos materiales, generando innovación tecnológica para el desarrollo de nuevas tecnologías de materiales de formado.

Referencias

- [1] Gläsner, Scheider, Trotsch y Westhäuser, «Considering the edge-crack sensitivity of a hot-rolled steel in forming simulation.,» de *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2016.
- [2] B. Buchmayr, Innovative Beiträge der Umformtechnik zum Leichtbau von Kraftfahrzeugen, vol. 152, BHM, 2007, pp. 136-141.
- [3] C. Sonmez, Investigation of the Deep Draw Ability of Steel and Aluminum Sheets by Finite Element Simulation, Middle East Technical University, 2005, pp. 17-26.
- [4] J. Cao, B. L. Kinsey, H. Yao y V. S. N. Viswanathan, «Next Generation Satamping - Controllability and Flexibility,» *Robotic and Computer Integrated Manufacturing*, vol. 17, pp. 49-56, 2001.
- [5] G. Hernández, Diseño y simulación de una línea de formado en frío de lámina de acero, San Nicolás de los Garzas: Universidad Autónoma de Nuevo León, 2013, pp. 27-30.
- [6] J. Gu, L. Zoller y H. Kim, «A New Testing Method to Evaluate Edge Cracking With Considerations of the Shear Clearance and press Speed,» 2020.
- [7] T. Altan y A. Tekkaya, Sheet metal Forming Fundamentals, Ohio: ASM international, 2012.
- [8] V. Ramos, «Evolution of the use of plastic materials in the automotive industry,» *INNOVA Research Journal*, vol. 3, nº 12, pp. 17-27, 2018.
- [9] A. E. Tekkaya, «State-of-the-art of simulation of sheet metal forming,» *Journal of Materials Processing Technology*, pp. 14-22, 2000.
- [10] S. Subramoniam, «Blanking,» de *Sheet metal forming-Processes and applications*, Ohio, ASM International , 2012, pp. 2-17.

- [11] H. Kim, S. Chatti y N. Kardes, «Bending, Flanging, and hemming,» de *Sheet metal forming- processes and applications*, ASM International , 2012, pp. 19-49.
- [12] C. D. Joseph, Experimental measurement and finite element simulation of springback in stamping aluminum alloy sheets for auto-body panel application, Mississippi State: Mississippi State University, 2003, pp. 20-21.
- [13] G. Schuler, Metal forming handbook, Springer Science & business media, 1988, p. 13.
- [14] A. Konieczny y T. Henderson, «On formability limitations in stamping involving sheared edge stretching,» pp. 20-29, 2007.
- [15] B. Carlsson, P. Bustard y D. Eriksson, «Formability of high strength steel dual phase steels,» *SSAB*, 2004.
- [16] D. Banabic, «Forming limits of sheet metal,» de *Formability of metallic materials plastic anisotropy, formability testing, forming limits*, Springer science y business media , 2000, pp. 174-213.
- [17] D. Banabic, Sheet metal forming processees constitutive modelling and nuemrical simulation, Romania: Springer Heidelberg Dordrecht London New York, 2009.
- [18] H. Palaniswamy y E. Billur, «Plastic deformation-flow stress, anisotropy, and formability,» de *Sheet metal forming fundamentals*, Ohio, ASM International, 2012, pp. 33-52.
- [19] H. Hatipoglu, Experimental and numerical investigation of sheet hydroforming (flexformig) process, Metu: Middle East Technical University, 2007, pp. 30-31.
- [20] Z. Marciniak, Assessment of materials formability, Tokyo: Advanced technology of plasticity, 1984.
- [21] h. Palaniswamy y A. Al-Nasser, «Forming of advanced high-strength steels (AHSS),» de *Sheet metal forming- processes and applications* , Ohio, The materials information society ASM international, 2012, pp. 107-132.

- [22] C. Gomes, O. Onipede y M. Lovell, «Investigation of springback in high strength anisotropic steels,» *Journal of materials processing technology*, vol. 159, nº 1, pp. 91-98, 2005.
- [23] M. Ablat y A. Qattawi, «Numerical simulation of sheet metal forming: a review,» *The international journal of advanced manufacturing technology*, vol. 89, pp. 1235-1250, 2016.
- [24] W. Lankford, New criteria for predicting the performance of deep drawing sheets, vol. 42, Trans. ASM, 1950.
- [25] S. Keeler, Plastic instability and fracture in sheet stretched over rigid punches, PHD thesis, Massachusetts Institute of Technology, 1961.
- [26] M. Gensamer, Strength and ductility, Transactions of the American Society for Metals, 1946.
- [27] G. Goodwin, «Application of strain analysis to sheet metal forming problems in the press shop,» *Society of automotive Engineers*, nº 680093, pp. 380-387, 1968.
- [28] D. Woo, «On the complete solution of the deep drawing problem,» *Int. J. Mech. Sci*, vol. 10, pp. 83-94, 1968.
- [29] N. Wang y B. Budiansky, «Analysis of sheet metal stamping by a finite element method,» *Trans. ASME. J. Appl. Mech*, vol. 45, pp. 73-82, 1978.
- [30] B. Kaftanoglu y A. Tekkaya, «Complete numerical solution of the axisymmetrical Deep-drawing problem,» *J Eng Mater Technol*, vol. 103, nº 81, 1981.
- [31] M. Lee, C. Kim, E. Palvina y F. Barlat, «Advances in sheet forming-materials modelling, numerical simulation, and press technologies,» *Journal of manufacturing science and engineering*, vol. 133, nº 6, 2011.
- [32] A. Makinouchi, «sheet metal forming simulation in industry,» *Journal of materials processing technology*, vol. 60, pp. 19-26, 1996.
- [33] M. Tisza, «Numerical modelling and simulation in sheet metal forming,» *Journal of materials processing technology*, vol. 151, pp. 58-62, 2004.

- [34] R. Reddy, G. Reddy y P. Prasad, «A review on finite element simulations in metal forming,» *International journal of modern engineering research*, vol. 2, nº 4, pp. 2326-2330, 2012.
- [35] J. Kwak, S. Kim, S. Yoon, H. Han, J. Kim, C. Lee y S. Seo, «Prediction of the deformation mechanism including shear fracture in the sheet metal forming process using FEA with solid element,» *NUMIFORM*, 2016.
- [36] M. Ahmed y G. Sekhon, «Finite element simulation of sheet metal forming processes,» *Defence Science journal*, vol. 55, nº 4, pp. 389-401, 2005.
- [37] O. Ghorbel, J. Mars, S. Koubaa, M. Wali y F. Dammak, «Coupled anisotropic plasticity-ductile damage: modeling, experimental verification, and application to sheet metal forming,» *international journal of mechanical sciences* , vol. 150, pp. 548-560, 2019.
- [38] U. Aravind, U. chakkingal y P. Venugopal, «Investigation of a modified fine piercing process on extra deep drawing grade steel,» *Journal of materials engineering and performance* , vol. 28, nº 12, pp. 7789-7803, 2019.
- [39] ISO16330, Metallic materials-sheet and strip-hole expanding test, 2017.
- [40] P. Larour, H. Schauer, J. Lackner y E. Till, «Edge Crack Simulation with the Modular "Smiley" Forming tool,» pp. 12-15, 2016.
- [41] C. R. Silva, F. J. G. Silva y R. M. Gouveia, Investigations on the edge crack defect im Dual Phase steel stamping process, vol. 17, *procedia manufacturing*, 2018, pp. 737-745.
- [42] L. Xu, L. Chen, B. De Cooman, D. Steglich y F. Barlat, «Hole expansion of advance high strenth steel sheet,» *International Journal of Material Forming*, 2010.
- [43] H.-T. Kang y S. M. Ram, «Investigation of hole expansion characteristics of DP600 with testing and modeling,» vol. 44274, p. 1, 2010.
- [44] G. Manikandan, R. K. V. a y K. P. Surajit, «Finite Element Analysis of Hole Expansion Test for Various Cold Rolled,» de *In IDDRG2012*,, Mumbai India, 2016.

- [45] T. Kuwabara, K. Hashimoto, E. Lizuka y J. Yoon, «Effect of anisotropic yield functions on the accuracy of hole expansion,» *Journal of materials processing technology*, vol. 211, pp. 475-481, 2011.
- [46] F. Stachowicz, «Estimation of hole-flange ability for deep drawing steel sheets,» *Archives of civil and mechanical engineering*, vol. 8, nº 2, pp. 167-172, 2008.
- [47] L. Chen, J. Kim, S. Kim, K. Kim, K. Chin y B. Cooman, «Stretch-flangeability of high Mn TWIP steel,» *Steel research int*, vol. 81, nº 7, pp. 278-281, 2010.
- [48] A. Kacem, A. Krichen, S. Thuillier y J. Yoon, «Failure prediction in the hole flanging process of aluminium alloys,» *engineering fracture mechanics*, vol. 99, pp. 251-265, 2013.
- [49] K.-i. Mori y Y. S. Y. Abe, «Improvement of stretch flangeability of ultra high strength steel sheet by smoothing of sheared edge,» *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 210, pp. 653-659, 2010.
- [50] A. Karelova, C. Krempaszky, E. Werner, P. Tsipouridis, T. Hebesverger y A. Pichler, «Hole expansion of dual-phase and complex-phase AHS steels-effect of edge conditions,» *Steel research international*, vol. 80, nº 1, pp. 71-77, 2009.
- [51] K. Chung, N. Ma, T. Park, D. Kim, D. Yoo y C. Kim, «A modified damage model for advanced high strength steel sheets,» *International journal of plasticity*, vol. 27, pp. 1485-1511, 2011.
- [52] P. Sartkulvanich, B. Kroenauer, R. Golle, A. Konieczny y T. Altan, «Finite element analysis of the effect of blanked edge quality upon stretch flanging of AHSS,» *CIRP annals*, vol. 59, nº 1, pp. 279-282, 2010.
- [53] V. Barnwal, S.-Y. Lee, S.-Y. Yoon, J.-H. Kim y F. Barlat, «Fracture characteristic of advanced high strength steels during hole expansion test,» *International journal of fracture*, vol. 224, nº 2, pp. 217-233, 2020.

- [54] D.-K. Leu, T.-C. Chen y Y.-M. Huang, «Influence of punch shapes on the collar-drawing process of sheet steel,» *Journal of materials processing technology*, vol. 88, pp. 134-146, 1999.
- [55] Y.-M. Huang y K.-H. Chien, «The formability limitation of the hole-flanging process,» *Journal of materials processing technology*, vol. 117, pp. 43-51, 2001.
- [56] D. Hyun, S. Oak, S. Kang y Y. Moon, «Estimation of hole flangeability for high strength steel plates,» *Journal of materials processing technology*, vol. 130, pp. 9-113, 2002.
- [57] A. Krichen, A. Kacem y M. Hbaieb, «Blank holding effect on the hole-flanging process of sheet aluminum alloy,» *Journal of materials processing technology*, vol. 211, pp. 619-626, 2011.
- [58] X. Fang, Z. Fan y B. Ralph, «The relationships between tensile properties and hole expansion property of C-Mn steels,» *Journal of materials science*, vol. 38, pp. 3877-3882, 2003.
- [59] R. Comstock, D. Scherrer y R. Adamczyk, «Hole expansion in a variety of sheet steel,» *Journal of materials engineering and performance*, vol. 15, nº 6, pp. 675-683, 2006.
- [60] M. Shi y X. Chen, «Prediction of stretch flangeability limits of advanced high steels using the hole expansion test,» *SAE Technical paper*, Vols. 2007-01-1693, 2007.
- [61] J. Lee, S. Lee y B. Cooman, «Effect of micro-alloying elements on the stretch-flangeability of dual phase steel,» *Materials Science and engineering*, vol. 536, pp. 231-238, 2012.
- [62] Y. Ko, J. Lee, H. Huh, H. Kim y S. Parke, «Prediction of fracture in hub-hole expanding process using a new ductile fracture criterion,» *Journal of materials processing technology*, vol. 187, nº 188, pp. 358-362, 2007.

- [63] Y. Ko, J. LEE, H. Huh, H. Kim y S. Park, «Prediction of fracture in hub-hole expanding process using a new ductile fracture criterion,» *Journal of materials processing technology*, vol. 187, nº 188, pp. 358-362, 2007.
- [64] S. Ram y H. Kang, «Investigation of hole expansion characteristics of DP 600 with testing and modeling,» de *In ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, Vancouver, 2010.
- [65] L. Xu, L. Chen, B. Cooman, D. Steglich y F. Barlat, «Hole expansion of advance high strenth steel sheet sample,» *International Journal of Material Forming* , vol. 3, nº 1, pp. 247-250, 2010.
- [66] K. Hashimoto, T. Kuwabura, E. Lizuka y J. Yoon, «Hole expansion simulation of high strength steel sheet,» *International Journal of material Forming*, vol. 3, nº 1, pp. 259-262, 2010.
- [67] J. KIm, M. Lee, D. Kim, D. MATlock y R. Wagoner, «Hole-expansion formability of dual-phase steels using representative volume element approach with boundary-smothing technique,» *Materials Science and engineering*, vol. 527, 2010.
- [68] S. Choi, E. Kim y S. Kim, «The micromechanical deformation behaviors of hot-rolled 590FB steel during hole-expansion test,» *International journal of plasticity*, vol. 58, pp. 184-200, 2014.
- [69] S. Paul, M. Mukherjee, S. Kundu y S. Chandra, «Prediction of hole expansion ratio for automotive grade steels,» *Computational materials science*, vol. 89, pp. 189-197, 2014.
- [70] E. Lizuka, K. Hashimoto y T. Kuwabara, «Effects of anisotropic yield functions on the accuracy of forming simulation of hole expansion,» *Procedia engineering*, vol. 81, pp. 2433-2438, 2014.
- [71] S. Paul, «Non-linear correlation between uniaxial tensile properties and shear edge hole expansion ratio,» *Journal of materials engineering and performance*, vol. 23, nº 10, pp. 3610-3619, 2014.

- [72] T. Kuwabara y K. Ichikawa, «Hole expansion simulation considering the differential hardening of a sheet metal,» *Romanian J tech Sci Appl Mech*, vol. 60, pp. 63-81, 2015.
- [73] Y. Korkolis, B. Brownell, S. coppeters y H. Tian, «Modelling of hole-expansion of AA6022-T4 aluminum sheets with anisotropic non-quadratic yield functions,» de *In J Phys conf Ser*, 2016.
- [74] X. Hu, X. Sun y S. Golovashchenko, «An integrated finite element-based simulation framework from hole piercing to hole expansion,» *Finite element in analysis and desing*, vol. 109, pp. 1-13, 2016.
- [75] G. Manikandan, R. Veerma y K. P. Surajit, «Finite Element Analysis of Hole Expansion Test for Various Cold Rolled,» de *In IDDRG2012*,, Mumbai India, 2016.
- [76] S. Park, J. Jung, S. Kim, S.-J. Seo, M.-G. Lee y H. Heng, «Predcition of frecture behavior in hole expansion test using microstructure based dual-scale model,» de *Journal of physics: Conf. Series*, Republic of Korea, 2018.
- [77] T. Suzuqui, K. Okamura, G. Capilla, H. Hamasaki, Yoshida y Fusahito, «Effect of anisotropic evolution on circular and oval hole expansion behavior of high-strength steel sheets,» *International journal of mechanicals sciences*, vol. 146, pp. 556-570, 2018.
- [78] R. da Silva, R. Santos y L. Moreira, «Modelamento por elementos finitos do ensaio de expansao de furo dos acos bifasicos DP600 e DP800,» de *CONEM*, Salvador de Bahía, 2018.
- [79] A. Álvarez y D. Castellano, *Teoría de la plasticidad: conceptos generales*, 1979.
- [80] K. Akthar y S. Huang, *Continuum theory of plasticity*, New York : John Wiley & Sons , 1995.
- [81] Transvalor, «Transvalor: soluciones de simulación para la industria del mañana,» 2020. [En línea]. Available:

http://docs.transvalor.com/forging/en/nxt3_1/. [Último acceso: 28 diciembre 2020].

- [82] M. Eric, P. Ducrocq y P. Drazetic, «An inverse approach to determine the constitutive model parameters from axial crushing of thin-walled square tubes,» *International journal of impact engineering*, vol. 21, nº 6, pp. 433-449, 1998.
- [83] L. Peng, F. Liu, J. Ni y X. Lai, «Size effects in thin sheet metal forming and its elastic-plastic constitutive model,» *Materials & design*, vol. 28, nº 5, pp. 1731-1736, 2007.
- [84] J. Y. Sheikh-Anmad y J. A. Bailey, «A constitutive model for commercially pure titanium,» *Journal of engineering materials and technology*, vol. 117, pp. 139-141, 1995.
- [85] O. Pérez, diseño y desarrollo de herramientas para formado de lámina metálica utilizando técnicas modernas de la ingeniería, San Luis Potosí: Universidad Autónoma de San Luis Potosí, 2019.
- [86] A. S. T. M. Standard, Standard test method for tension testing of metallic materials, USA: West Conshohocken, 2004.
- [87] T. Altan, Cold and hot forging: fundamentals and applications, Ohio: ASM international, 2005.
- [88] Hexagon, «Hexagon simufact,» 2020. [En línea]. Available: <https://www.simufact.com/sheet-metal-forming.html>. [Último acceso: 11 noviembre 2020].
- [89] J. González, Mecánica de fractura, México: Limusa, 2004.
- [90] S. Fayolle, Etude de la modélisation de la pose et de la tenue mécanique des assemblages par déformation plastique, Paris: Ecole nationale supérieure des Mines de Paris, 2009.
- [91] M. Oyane, T. Sato, K. Okimoto y S. Shima, «Criteria for ductile fracture and their applications,» *Journal of mechanical working technology*, vol. 4, nº 1, pp. 65-81, 1980.

- [92] M. G. Cockcroft y D. J. Latham, «Ductility and the workability of metals,» *J. inst metals*, vol. 96, pp. 33-39, 1968.
- [93] K. H. Huebner, D. L. Dewhirst, D. E. Smith y T. G. Byrom, *The finite element method for engineers*, Jhon Wiley & son , 2001.
- [94] G. R. Liu y S. S. Quek, *The finite element method. A practical approach*, Butterworth.
- [95] Z. Fonseca, *El método de elementos finitos: una introducción*, Maracaibo: Univ. Rafael Urdaneta, 2011.
- [96] C. H. Edwards y D. E. Penney, *Ecuaciones diferenciales*, Prentice Hall, 2001.
- [97] H. Ricardo, *Ecuaciones diferenciales: una introducción moderna*, Reverte, 2008.
- [98] A. E. Tekkaya, «Simulation of metal forming,» de *Formability of metallic materials: plastic anisotropy, formability testing, forming limits*, Springer science & business media , 2000.
- [99] H. Hoon y T. H. Choi, «Modifed Membrane Finite Element Formulation for Sheet Metal Formig Analysis of Planar Anistropic,» *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 50, pp. 105-115, 1999.
- [100] Transvalor , «Trasvalor,» 2020. [En línea]. Available: <https://www.transvalor.com/en/blog/forging-for-sheet-metal-forming>. [Último acceso: 11 noviembre 2020].

Resumen biográfico

Andrés Israel Mora Castro

Candidato para obtener el grado de Maestría de la Ingeniería Automotriz

Tesis:

Simulación numérica de un ensayo de expansión de orificio orientado a la formabilidad de un acero automotriz.

El Ing. Andrés Israel Mora Castro nació en la ciudad de Cuenca-Ecuador el 30 de junio de 1988. Es hijo de la Sra. Sonia Castro Cabrera y el Sr. Oswaldo Mora Arguello.

Cursó la licenciatura en la Facultad de Ciencia y Tecnología de la Universidad del Azuay donde obtuvo el título de Ingeniero en Mecánica Automotriz en noviembre de 2013. Inicio la maestría en ciencias de la ingeniería automotriz en agosto de 2019 becado por CONACYT.